E 3280

METALURGIA

XX

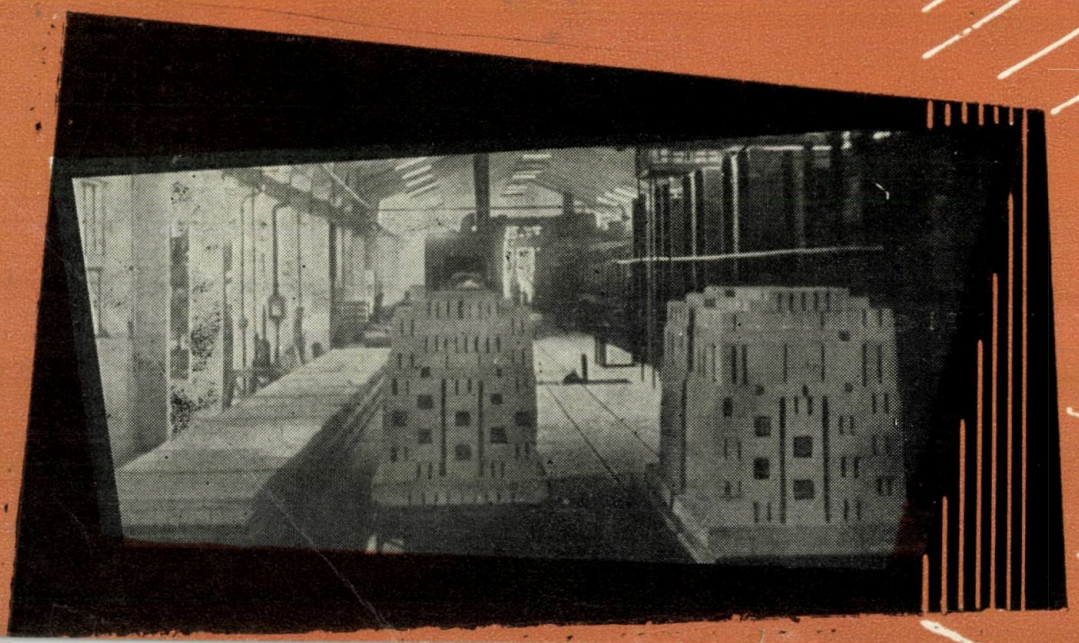
1949—1969

1

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXI • NR. 1 • IANUARIE 1969

Produse refractare silico-aluminoase, aluminoase și superaluminoase, având caracteristici fizico-chimice superioare, omogene și precizie dimensională, utilizate în siderurgie, industria chimică, în instalații pentru rafinării etc., cu comportare îmbunătățită în exploatare

Execută:



Fabrica de produse refractare

PLEAȘA

Ploiești

Tel. 24160 - 24161

E3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 1 ianuarie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Urseanu A.: **Utilizarea antracitului drept înlocuitor parţial al combustibilului solid în procesul de aglomerare a minereurilor de fier** 3

Forizs Şt.: **Consideraţii privind determinarea rezistenţei cocsului în toba Micum şi comportarea acestuia în furnal** 7

Alexandru C.: **Solidificarea şi repartizarea elementelor în oţelul necalmat turnat în lingotiere tip butelie** 13

Drăgan I.: **Influenţa dimensiunilor epruvetei asupra măsurării deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii** 17

Grünberg Alice şi *Rădoi A.*: **Cercetări de laborator privind stabilirea unor electroliţi de nichelare lucioasă cu viteze mari de depunere** 22

Balaban Lidia şi *Patriciu Maria*: **Aspecte ale coroziunii oţelurilor inoxidabile feritice cu 16—18% Cr** 30

REALIZĂRI TEHNICE

Dijmărescu A. şi *Jochman J.*: **Reglarea automată a debitului de gaz metan în funcţie de debitul de aer la furnalele de la Combinatul siderurgic—Reşiţa** 35

Florin Adina şi *Manolache V.*: **Noi utilizări ale filtrelor metalice sinterizate** 38

Şerban N. şi *Constantinescu N.*: **Controlul nedistructiv al pieselor turnate** 42

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Oprea Fl.: **Consideraţii privind natura, compoziţia şi structura zgurelor I.S.P.** 46

Suceveanu Gh.: **Unele tendinţe actuale în dezvoltarea tehnologiei de tratament termochimic** . . . 51

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Tripşa I. şi *Hătărăscu O.*: **Tendinţe actuale în tehnica reducerii directe a minereurilor de fier** . . 57

Geru N.: **Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (I)** 67

PROTECŢIA MUNCII

Gheorghiu D.: **Măsurile tehnice luate pentru prevenirea accidentelor în sectorul de transporturi uzinale din siderurgie** 71

Zapalcea Gh.: **Măsuri tehnice eficiente pentru prevenirea accidentelor de muncă** 72

CRONICĂ 73

RECENZII 74

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 6077

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.B. nr. 560/426/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.12 : 662.74

Urseanu A. : **L'emploi de l'anthracite comme succédané partiel du combustible solide dans le processus d'agglomération des minerais de fer.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 3—6

CD 669.162.16 : 662.749.2

Forizs Şt. : **Considérations sur la détermination de la résistance du coke dans le tambour Micum et sur son comportement dans le haut fourneau.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 7—12

CD 669.141.241.4

Alexandru C. : **La solidification et la répartition des éléments dans l'acier non calmé, coulé dans les lingotières type bouteille.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 13—16

CD 620.175.2

Drăgan I. : **L'influence des dimensions de l'éprouvette sur la mesure de la déformation à chaud des métaux et des alliages par la méthode de la torsion.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 17—21

CD 669.248.7

Grünberg Alice et *Rădoi A.* : **Recherches de laboratoire pour réaliser des électrolytes de nickelage lustré à grande vitesse de dépôt.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 22—29

CD 669.14.018.8 : 620.193

Balaban Lidia et *Patriciu Maria* : **Aspects de la corrosion des aciers inoxydables ferritiques à 16—18% de chrome.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 30—34

CD 669.162.267.4 : 662.69

Dijmărescu A. et *Jochman J.* : **Le réglage automatique du débit de méthane en fonction du débit d'air dans les hauts fourneaux du Combinat sidérurgique de Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 35—37

CD 66.067.3 : 621.762.5

Storin Adina et *Manolache V.* : **Nouveaux emplois des filtres métalliques frittés.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 38—41

CD 620.179.1

Şerban N. et *Constantinescu N.* : **Le contrôle non-destructif des pièces coulées.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 42—45

CD 669.046.58

Oprea Fl. : **Considérations sur la nature, la composition et la structure des scories I.S.P.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 46—50

CD 621.785.5

Suceveanu Gh. : **Quelques tendances actuelles dans le développement de la technologie du traitement thermochimique.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 51—56

CD 669.181

Tripşa I. et *Hătărăscu O.* : **Tendances actuelles dans la technique de la réduction directe des minerais de fer.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 57—66

CD 548 : 620.186

Geru N. : **Méthodes pour l'étude des défauts du réseau cristallin (I).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 67—70

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.12 : 662.74

Урсяну А.: Использование антрацита в качестве частичного заменителя твердого топлива в процессе спекания железных руд

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 3—6

ДК 669.162.16 : 662.749.2

Форис Ш.: Об определении прочности кокса в барабане и его поведении в доменной печи

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 7—12

ДК 669.141.241.4

Александру К.: Затвердевание и распределение элементов в кипящей стали, отлитой в изложницы круглого сечения

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 13—16

ДК 620.175.2

Дрэган И.: Влияние размеров образца на определение горячей деформируемости металлов и сплавов при помощи метода кручения

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 17—21

ДК 669.248.7

Грюнберг Алис и *Рэдой А.:* Лабораторные исследования, касающиеся назначения электролитов для блестящего никелирования при высоких скоростях отложения

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 22—29

ДК 669.14.018.8 : 620.193

Балабан Лидия и *Патричиу Мария:* Аспекты коррозии ферритных нержавеющих сталей, содержащих 16—18 %Cr

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 30—34

ДК 669.162.267.4 : 662.69

Дижмэреску А. и *Жохман Ж.:* Автоматическое регулирование расхода газа метана в зависимости от расхода воздуха в доменных печах металлургического комбината Рецица

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 35—37

ДК 66.067.3 : 621.762.5

Сторин Адина и *Манолаке В.:* Новые применения металлических спеченных фильтров

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 38—41

ДК 620.179.1

Шербан Н. и *Константинеску Н.:* Неразрушающий контроль отливок

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 42—45

ДК 669.046.58

Опря Фл.: Соображения, касающиеся природы, состава и структуры шлаков

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 46—50

ДК 621.785.5

Сучевяну Г.: Некоторые направления в развитии технологии термохимической обработки

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 51—56

ДК 669.181

Трипша И. и *Хэтэрэску О.:* Современные тенденции в технике прямого восстановления железных руд

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 57—66

ДК 548 : 620.186

Джеру Н.: Методы изучения дефектов кристаллической решетки (1)

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 67—70

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.162.12 : 662.74

Urseanu A. : **Anthrazitverwendung als Ersatz für festen Brennstoff im Agglomerierungsvorgang der Eisenerze.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 3—6

DK 669.162.16 : 662.749.2

Forizs Şt. : **Berücksichtigungen über Kokswiderstandfestellung in der Micum Trommel und dessen Verhalten im Hochofen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 7—12

DK 669.141.241.4

Alexandru C. : **Erstarrung und Grundstoffverteilung bei unberuhigtem, in flaschenförmigen Kokillen gegossenem Stahl.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 13—16

DK 620.175.2

Drăgan I. : **Einfluss der Probeabmessungen auf die Feststellung der Warmbildsamkeit von Metalle und Legierungen durch die Torsionsmethode.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 17—21

DK 669.248.7

Grünberg Alice und *Rădoi A.* : **Experimentalforschung über Elektrolyten für Glanzvernickelung, mit hochen Niederschlaggeschwindigkeiten.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 22—29

DK 669.14. 018.8 : 620.193

Balaban Lidia und *Patriciu Maria* : **Einzelheiten der Korrosion von ferritischen nicht-rostenden Stähle.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 30—34

DK 669.162.267.4 : 662.69

Dijmărescu A. und *Jochman J.* : **Automatische Regelung des Erdgasdurchflusses in Abhängigkeit von Luftdurchfluss bei den Hochöfen des Hüttenwerkes Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 35—37

DK 66.067.3 : 621.762.5

Storin Adina und *Manolache V.* : **Neue Verwendungen der metallischen Sinterfilter.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 38—41

DK 620.179.1

Şerban N. und *Constantinescu N.* : **Nichtzerstörende Prüfung der gegossenen Stücken.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 42—45

DK 669.046.58

Oprea Fl. : **Berücksichtigungen über Art, Zusammensetzung und Struktur der I.S.P.-Schlacken.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 46—50

DK 621.785.5

Suceveanu Gh. : **Einige gegenwärtige Entwicklungsrichtungen der thermochemischen Behandlungstechnologie.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 51—56

DK 669.181

Tripşa I. und *Hătărăscu O.* : **Gegenwärtige Entwicklungsrichtungen in der Direktreduktionstechnik der Eisenerze.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 57—66

DK 548.620.186

Geru N. : **Erforschungsmethoden für Kristallgitterfehler (I).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 67—70

CONTENTS

DC 669.162.12 : 662.74

Urseanu A. : **Anthracite utilization as partial substitute for solid fuel in iron ore sintering.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 3—6

DC 669.162.16 : 662.749.2

Forizs Şt. : **Considerations regarding coke resistance estimation by Mieum drum and its behaviour in blast-furnace processing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 7—12

DC 669.141.241.4

Alexandru C. : **Solidification and element distribution for rimmed steel, cast in bottle-shaped moulds.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 13—16

DC 620.175.2

Drăgan I. : **Influence of test bar size on hot deformability estimation for metals and alloys by the torsion method.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 17—21

DC 669.248.7

Grünberg Alice and *Rădoi A.* : **Experimental investigations regarding nickel-plating electrolytes with high deposition speeds.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 22—29

DC 669.14.018.8 : 620.193

Balaban Lidia and *Patriciu Maria* : **Some aspects regarding corrosion of ferrite stainless steel with 16—18 % Cr.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 30—34

DC 669.162.267.4 : 662.69

Dijmărescu A. and *Jochman J.* : **Automatic control of methane flow function of air flow for blast furnace in Steel Plant Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1 p. 35—37

DC 66.067.3 : 621.762.5

Storin Adina and *Manolache V.* : **New utilizations of metallic sintered filtres.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 38—41

DC 620.179.1

Şerban N. and *Constantinescu N.* : **Non-destructive testing of cast parts.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 42—45

DC 669.046.58

Oprea Fl. : **Considerations regarding character, composition and structure of I.S.P. slags.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 46—50

DC 621.785.5

Suceveanu Gh. : **Present tendencies in thermochemical processing development.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 51—56

DC 669.181

Tripşa I. and *Hătărăscu O.* : **Present tendencies in direct reducing technics of iron ores.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 57—66

DC 548.620.186

Geru N. : **Investigation methods for crystal-lattice imperfections (I).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 1, p. 67—70

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 1
IANUARIE
1969
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

20 DE ANI DE APARIȚIE A REVISTEI METALURGIA

Revista Metalurgia — organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — împlinește 20 de ani de apariție.

Începutul acestei apariții este legat de editarea, în 1949, a Buletinului Ministerului Industriei, care s-a transformat apoi în revistă, avînd succesiv diverse denumiri: Revista Ministerului Industriei Metalurgice și a Industriei Chimice (1952), Revista Ministerului Industriei Metalurgice (1953), Revista Ministerului Industriei Metalurgice și Construcțiilor de mașini (1954).

În paralel, în anul 1950 a început editarea revistei „Metalurgia" — organ al A.S.I.T. care, în anul 1954, s-a contopit cu revista ministerului, apărînd pînă în anul 1963 sub denumirea de „Metalurgia și Construcția de mașini".

În luna aprilie a anului 1963 această revistă s-a scindat în două: revista „Metalurgia" și revista „Construcția de mașini".

Revista „Metalurgia" reflectă activitatea tehnică din domeniul siderurgiei și din cel al prelucrărilor la cald, publicînd articole care oglindesc experiența acumulată în uzine, institute de cercetări, de proiectare și de învățămînt superior.

În cei 20 de ani de apariție, revista Metalurgia s-a străduit să oglindească cu fidelitate în paginile sale cele mai importante realizări ale metalurgiei, contribuind astfel într-o măsură însemnată la informarea tehnico-științifică a cadrelor de specialitate din întreprinderile metalurgice și constructoare de mașini, la asigurarea realizării sarcinilor trasate de partid și guvern pe linia introducerii tehnicii noi și a organizării științifice a producției.

An de an a crescut nivelul tehnico-științific al materialelor publicate, conținutul acestora răspunzînd din ce în ce mai mult nevoilor practice ale producției.

Se constată, de asemenea, o dinamică de evidentă diversificare a domeniilor din care se publică articolele.

O dată cu aceasta s-a lărgit simțitor colectivul de colaboratori ai revistei îndeosebi în ultimii ani. Astăzi se poate afirma că o mare parte din cei mai buni specialiști

metalurgi români sînt colaboratori ai revistei noastre. Aceasta are drept consecință sporirea aprecierilor de care se bucură revista noastră pe plan mondial, fapt oglindit de numărul de reviste de specialitate străine cu care se întreține schimb. De asemenea, cele mai multe articole publicate în revista Metalurgia sînt semnalate în revistele tehnice străine, unele fiind prezentate sub formă de rezumat iar altele, chiar sub formă de traducere.

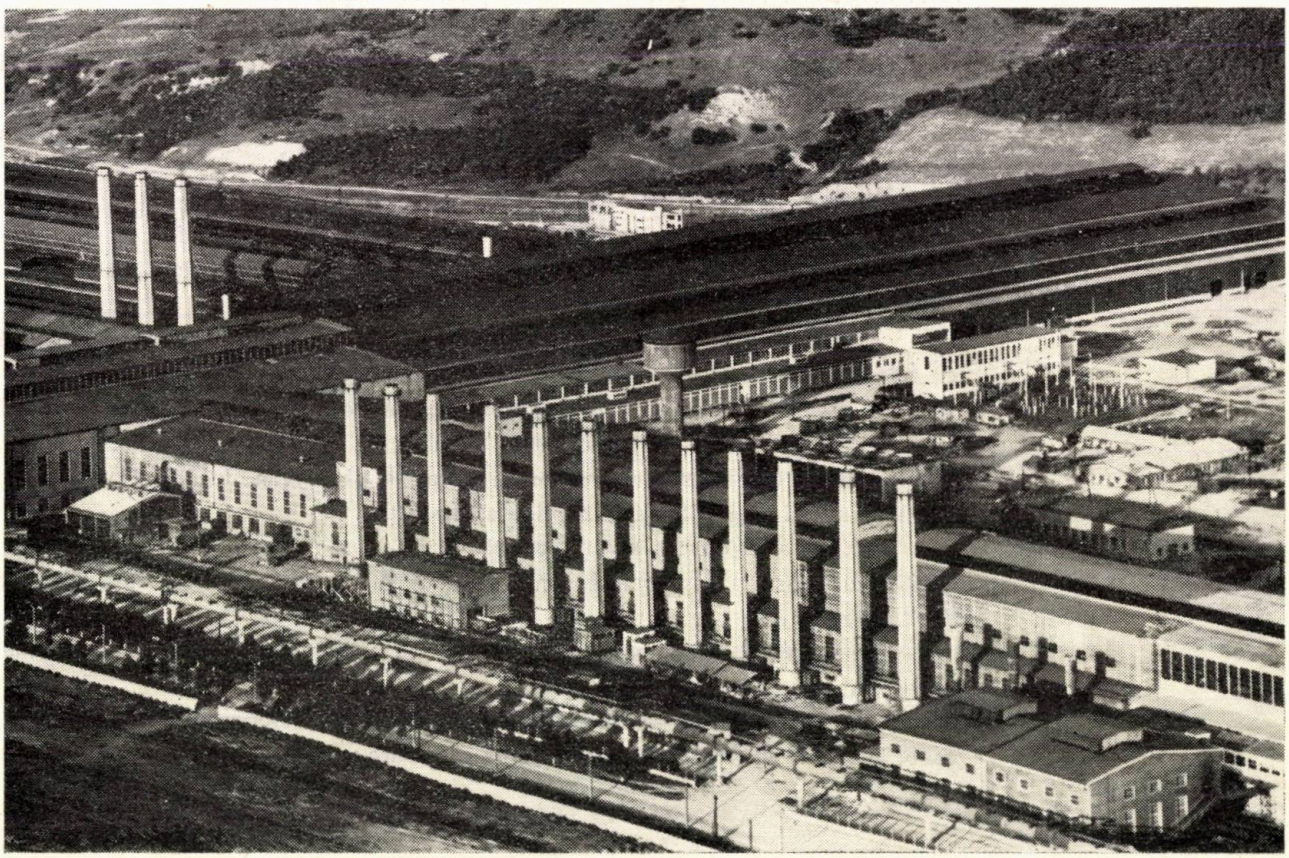
Dezvoltarea impetuoasă a industriei metalurgice în țara noastră a deschis posibilitățile creșterii continue a nivelului revistei și creează premisele pentru o mai largă răspîndire a ei. De aceea se impune ca în viitor să se pună mai mult accent pe legătura revistei cu realitățile producției, să se întărească colaborarea cu cadrele de specialiști din uzine și institute. Se impune, de asemenea, mai multă perseverență în angrenarea, în rîndurile autorilor, a celor mai buni specialiști, astfel ca revista să poată oglindi cele mai înaintate metode de lucru folosite, precum și problemele de perspectivă din metalurgia mondială.

Revista va trebui să asigure o mai bună și mai largă documentare tehnică tuturor specialiștilor metalurgi care prin munca lor entuziastă traduc în viață mărețele sarcini trasate de Partidul Comunist Român în vederea dezvoltării unei puternice și moderne industrii metalurgice.

Cu prilejul aniversării a 20 de ani de apariție mulțumim călduros colectivului de colaboratori ai revistei, membrilor Comitetului de redacție și tuturor celor care și-au adus contribuția lor prețioasă la ridicarea prestigiului revistei noastre.

Colectivul de redacție

Combinatul siderurgic — Hunedoara. Laminoarele.



Utilizarea antracitului drept înlocuitor parţial al combustibilului solid în procesul de aglomerare a minereurilor de fier

Ing. A. URSEANU
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.162.12 : 662.74

L'EMPLOI DE L'ANTHRACITE COMME SUCCÉDANÉ PARTIEL DU COMBUSTIBLE SOLIDE DANS LE PROCESSUS D'AGGLOMÉRATION DES MINERAIS DE FER

On examine le remplacement partiel du coke gailleteux par des proportions variables d'anthracite dans le but de déterminer les paramètres d'agglomération et les indices d'équivalence.

On a c nstaté que plus on augmente la proportion d'anthracite plus on fait augmenter la consommation spécifique de combustible ; la qualité de l'agglomérat reste constante.

Du point de vue économique, on recommande l'emploi de l'anthracite dans une proportion allant jusqu'à 45% de la totalité du combustible consumé. Au-delà de ce pourcentage le prix de revient augmente à cause de la hausse de l'indice d'équivalence.

ANTHRACITE UTILIZATION AS PARTIAL SUBSTITUTE FOR SOLID FUEL IN IRON ORE SINTERING

Object of investigation was substitution of fine coke by variable amounts of anthracite, in wiew to estimate sintering parametra and equivalation indexes.

It was established that an increase in substitution rate of fine coke by anthracite, leads also to an increase in specific fuel consumption, sinter quality remaining unchanged.

It is adequate, from economic point of view, to utilize only 45% anthracite of the whole fuel consumption. Over 45%, increase in prime cost is to be noticed, due to equivalation index increase.

Încercările de înlocuire parţială a cocsului mărunt cu antracit au fost efectuate la Fabrica de aglomerare a C. S. R., utilizîndu-se proporţii variabile de antracit.

Caracteristicile cocsului mărunt şi ale antracitului întrebuinţat pentru cele patru încercări sînt prezentate în tabela 1.

Din analizele chimice medii prezentate, pentru cele patru încercări, rezultă variaţii mici ale componenţilor principali, care contribuie la arderea carbonului pe benzi de aglomerare. Astfel, la antracit, carbonul fix variază între 79,77 şi 82,42%, iar la cocsul mărunt, între 80 şi 86,19%, prezentînd variaţii mai mari decît cele ale antracitului.

În tabela 2 este prezentată fracţia granulometrică a combustibilului. După cum se vede fracţia de 0—0,5 mm la antracitul măcinat înregistrează valori mult mai mici decît cele ale cocsului metalurgic. Antracitul nemăcinat prezintă fracţia mai mare decît 10 mm de 61,3%, din care aproximativ 50% mai mare decît 50 mm.

Compoziţia chimică a cenuşii antracitului comparativ cu cea a cocsului metalurgic sau de fluidizare este arătată în tabela 3. Compoziţia chimică a cenuşii antracitului arată, în comparaţie cu cenuşa cocsului metalurgic sau de fluidizare, un conţinut mult mai ridicat de Al_2O_3 şi mai redus de fier.

Reactivitatea combustibililor utilizaţi este următoarea :

— cocs metalurgic 53,5 ;
— antracit 49,7 ;
— cocs de fluidizare 97,8,

de unde reiese că, pentru orice proporţie cu care antracitul înlocuieşte cocsul mărunt, rezultă o reactivitate mai redusă a amestecului de combustibil. Arderea amestecului de

Tabela 1

	Unitatea de măsură	25% antracit	34,37% antracit	36,8% antracit	48,1% antracit
Cocs metalurgic					
Apă	%	6—13	8,00	10,20	13,92
Cenuşă	%	11,6—15,9	13,25	11,18	11,26
Materii volatile	%	1,5— 3,6	2,42	2,63	3,05
Sulf total	%	0,7— 2,1	1,40	0,98	1,58
Carbon fix	%	80,1—86,5	84,53	86,19	85,69
Antracit					
Apă	%	3,2	9,24	9,20	10,40
Cenuşă	%	16,80	15,65	14,40	14,93
Materii volatile	%	3,43	2,81	2,75	2,65
Sulf total	%	0,59	0,63	0,66	0,71
Carbon fix	%	79,77	81,53	82,85	82,42

Tabela 2

Combustibilul	Fracţia granulometrică				
	0–0,5 mm	0,5–3 mm	3–5 mm	5–10 mm	> 10 mm
Antracit nemăcinat	6,8	12,0	10,3	9,6	61,3
Antracit măcinat	13,5–12,6	45,9–63,0	15,1–19,4	16,2–5,0	9,3–0
Cocs metalurgic	23,2–25,2	71,8–66,7	3,6– 6,3	1,4–1,8	–

Tabela 3

Denumirea cenuşii analizate	Compoziţia chimică a cenuşii, %							
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S
Cenuşă din antracit	48,19	14,93	3,45	2,15	20,9	0,25	0,175	0,165
Cenuşă din cocs metalurgic	42,84	2,65	2,73	0,50	43,52	–	–	–
Cenuşă din cocs de fluidizare	18,98	2,80	21,28	1,10	35,71	–	–	–

Tabela 4

Denumirea indicatorului	Unitatea de măsură	Perioada de referinţă	Perioada experimentală			
			25% antracit	34,37% antracit	36,8% antracit	48,1% antracit
Înălţimea stratului	mm	300	240	300	300	300
Viteza benzii	volţi	129	120–125	137	123	129
Debit CH_4 aprindere	Nm^3/h	586	770	720	572	632
Debit ecrane	Nm^3/h	810	900	942	821	860
Temperatura gaz colector	°C	115	100–110	119	98	122,5
Depresiunea	mm col. apă	929,5	912,0	877,5	820	916
Temperatura cuptorului de aprindere	°C	1 210	1 207	1 240	1 228	1 232
Producţia specifică	t/m^2. zi	30,5	24,7	30,6	30,5	27,20
Consumul specific de cocs metalurgic	kg/t	78,10	54,24	54,47	51,0	45,80
Consumul specific de antracit	kg/t	–	18,99	28,52	29,7	41,60
Consumul specific de materii prime	kg/t	1 336,1	1 299,8	1 307,98	1 307,98	1 321,70
Indice de bazicitate	%	0,77	0,99	0,987	1,00	1,015
Conţinut de FeO	%	14,21	14,05	14,40	11,70	14,12
Rezistenţa mecanică	%	21,50	20,80	21,50	21,20	21,10
Granulaţia 0–5 mm	%	8,10	8,20	8,00	7,90	8,1
Conţinutul de fier	%	47,76	47,43	47,20	46,73	47,30
Granulaţia 0–5 mm la furnale	%	19,80	20,00	22,50	20,3	18,40
Granulaţia cocsului metalurgic 0–5 mm	%	93,43	92,18	93,60	92,35	94,46
Granulaţia calcarului 0–3 mm	%	92,07	91,77	92,00	91,25	92,08

Tabela 5

	Perioada de referinţă, cocs metalurgic	Perioada experimentală							
		25 % antracit		34,37% antracit		36,8 % antracit		48,1% antracit	
		cocs metalurgic	antracit	cocs metalurgic	antracit	cocs metalurgic	antracit	cocs metalurgic	antracit
Total consum umed, t	223,38	166,48	55,24	167,52	87,70	89,75	52,17	126,11	114,56
Consum specific, kg/t	73,40	57,20	18,99	52,35	27,40	51,00	29,70	45,80	41,60
Apă, %	8,90	6,50	2,90	9,24	8,11	10,20	9,20	13,92	10,40
Consum specific uscat, kg/t	66,80	53,60	18,50	47,51	25,18	45,80	27,00	39,60	37,40
Carbon fix, %	85,74	83,33	79,75	84,35	81,53	86,19	82,85	85,69	82,42
Kg C/t aglomerat	57,00	44,60	14,75	40,07	20,52	39,50	22,40	33,90	30,80
Total kg C/t aglomerat	57,00	59,35		60,59		61,90		64,70	

combustibil se face mai lent şi datorită porozităţii scăzute a antracitului.

Parametrii de funcţionare şi indicatorii calitativi pentru perioadele cercetate sînt arătaţi în tabela 4.

Din rezultatele încercărilor a reieşit că durata aglomerării cu antracit este aproximativ egală cu cea a aglomerării fără antracit, iar consumul specific de combustibil creşte o dată cu creşterea proporţiei de antracit (tabela 5).

Indicele de echivalare a carbonului din antracit faţă de carbonul cocsului mărunt este prezentat în tabela 6.

Tabela 6

	25 % antracit	34,37% antracit	36,8% antracit	48,1% antracit
I_E	1,152	1,2638	1,2799	1,3670

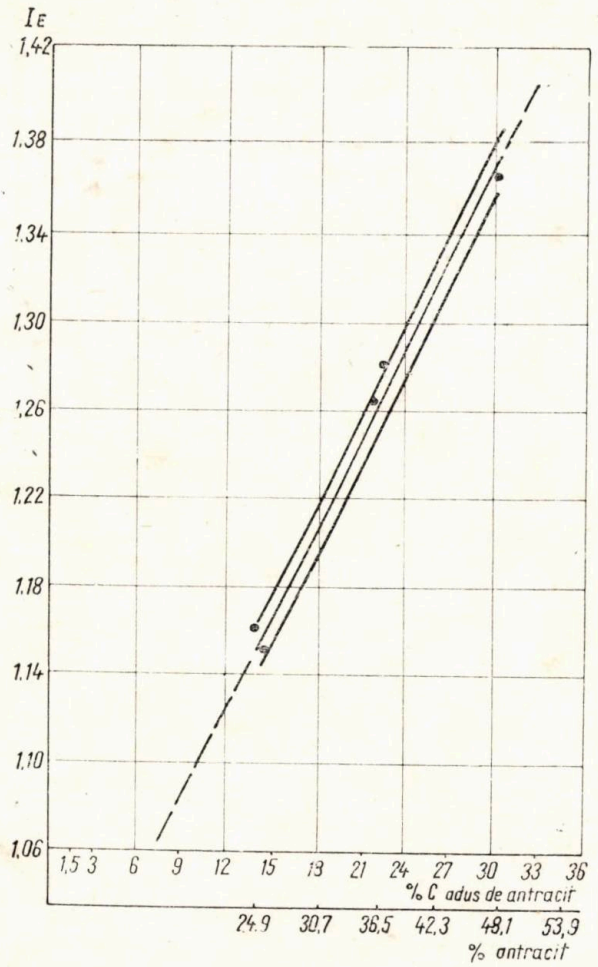


Fig. 1

Dependenţa procentului de antracit sau a carbonului adus de antracit faţă de indicele de echivalare la carbon fix este arătată în diagrama din figura 1, de dreapta de regresie :

$$1\,000\ y + 13{,}32\,x = 968{,}5$$

Indicele de echivalare a fost determinat la o înălţime de strat de 300 mm. Faţă de indicele realizat se obţin indici mai mari, prin reducerea stratului, şi mai mici, prin mărirea lui. Durata experimentării pentru fiecare indice a fost cuprinsă între 22 şi 50 h. La căldura total consumată, indicii de echivalare variază între 1,06 şi 1,16, de unde rezultă o utilizare bună a antracitului.

În perioada experimentărilor efectuate s-a înregistrat o scădere foarte mică a productivităţii benzii de aglomerare, ceea ce se distinge mai pregnant la proporţii de 48% antracit, cînd productivitatea s-a redus cu 3,3 $t/m^2 \cdot zi$ ef. Aglomeratul obţinut cu antracit prezintă o scădere a fracţiei de la 0—5 mm, iar fracţia mai mare de 10 mm prezintă o îmbunătăţire de 5—8%. Calitatea aglomeratului nu a prezentat variaţii faţă de perioadele în care s-a lucrat cu cocs mărunt. Oxidul feros prezintă valori mai ridicate (11,70—14,40) faţă de perioadele în care combustibilul din amestecul de şarjă este numai cocs mărunt.

În perioada în care s-a utilizat antracit, consumul total de combustibil a fost superior celui din perioada mersului cu cocs mărunt (variind între 57 kgC/t aglomerat, la 64,70 kgC/t aglomerat, cînd se lucrează cu 48% antracit).

În concluzie, antracitul poate fi folosit în procesul de aglomerare ca înlocuitor parţial al cocsului clasic.

Astfel, consumul specific de carbon pe tona de aglomerat creşte continuu cu creşterea proporţiei de înlocuire a cocsului metalurgic cu antracit. Preţul de cost va depinde de proporţia de înlocuire a cocsului mărunt cu antracit.

Consumul de căldură scade la început şi apoi începe să crească, ceea ce înseamnă că, prin creşterea proporţiei de utilizare a antracitului, creşte consumul specific şi concomitent creşte şi consumul de căldură.

Preţul de cost la consumul normal de cocs mărunt, care coincide şi cu perioada de referinţă, este de 39 lei/t. Prin înlocuirea cocsului mărunt cu cantităţi mărite de antracit (datorită creşterii consumului specific) se înregistrează la început o scădere a preţului de cost, iar la proporţia de 45% antracit şi 55% cocs mărunt, valoarea combus-

tibilului întrebuinţat coincide cu valoarea normată a cocsului mărunt.

În consecinţă, se poate arăta că prin creşterea participării antracitului în şarja de aglo-

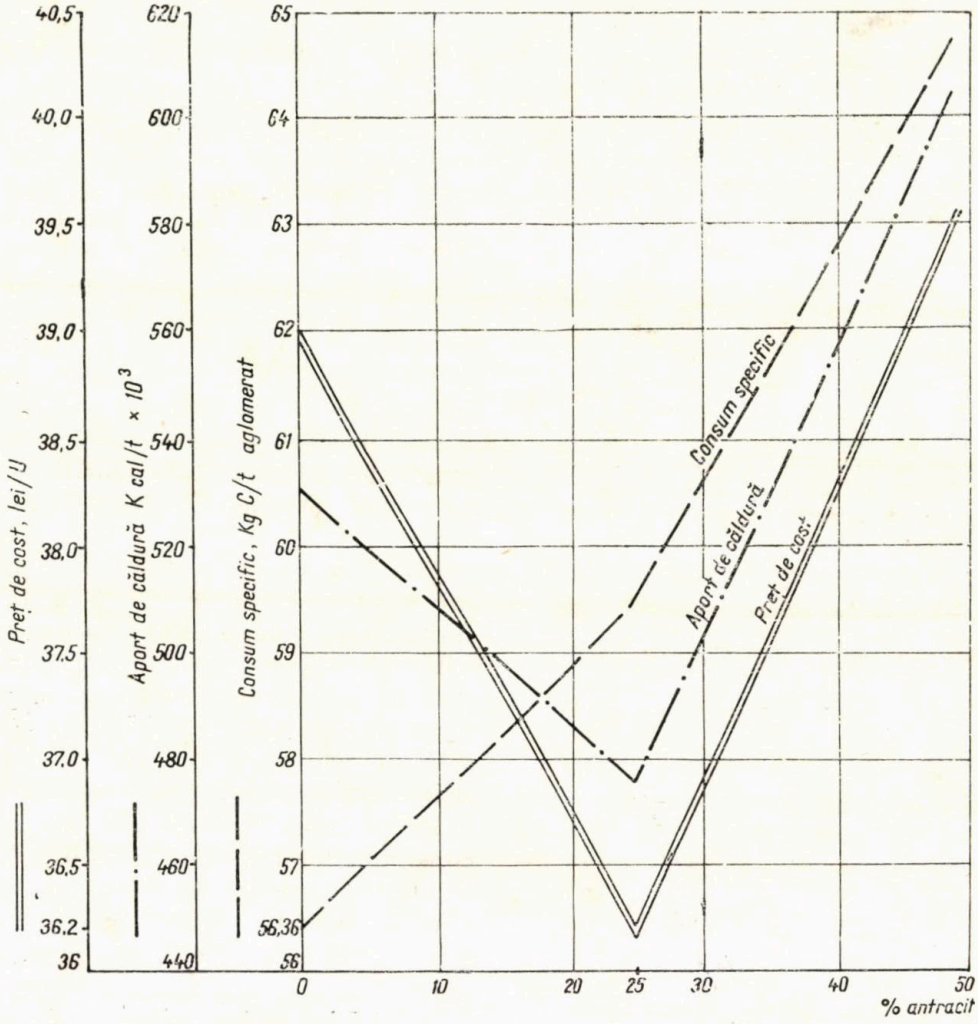


Fig. 2

Peste proporţia de 45% antracit se remarcă o creştere a preţului de cost, datorită şi coeficientului de echivalare mărit cu creşterea proporţiei de înlocuire.

merare se obţine o îmbunătăţire a calităţii aglomeratului. Consumul specific de combustibil creşte ca urmare şi a conţinutului mai mare de cenuşă.

Consideraţii privind determinarea rezistenţei cocsului în toba Micum şi comportarea acestuia în furnal

Ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.162.16 : 662.749.2

CONSIDÉRATIONS SUR LA DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE DU COKE DANS LE TAMBOUR MICUM ET SUR SON COMPORTEMENT DANS LE HAUT FOURNEAU

On présente les recherches d'ordre statistique sur la résistance du coke dans le tambour Sundgreen comparée à sa résistance dans le tambour Micum.

En analysant les données obtenues on observe qu'en prenant l'indice de résistance pour le tambour Micum comme seul critère de la qualité on obtient une image erronée des deux types de coke étudiés.

Lorsque l'on apprécie la qualité de ces cokes on doit tenir compte non seulement de la résistance dans le tambour mais encore de l'ensemble des propriétés et des facteurs.

Il faut mentionner aussi que, dans de telles conditions, il n'y a pas de concordance entre les résistances à froid évaluées selon les deux méthodes (Sundgreen et Micum). La concordance n'existe que dans le cas où, pour les deux types de coke, le processus de cokéfaction est terminé.

CONSIDERATIONS REGARDING COKE RESISTANCE ESTIMATION BY MICUM DRUM AND ITS BEHAVIOUR IN BLAST-FURNACE PROCESSING

The paper presents statistical investigations on results obtained for coke resistance in Sandgreen drum, as compared to those obtained in Micum drum.

Analyse of obtained data emphasize that utilization of Micum drum resistance index as sole quality criterion, leads to erroneous results for both coke types.

Quality estimation for such samples requires, besides drum resistance, a complete analyse of properties and factors as well.

It must be also mentioned that, under such circumstances a complete lack of agreement may arise between cold resistance estimations performed by the two methods. Results should corroborate only if in both samples coking is achieved.

Una din problemele cele mai importante ale utilizării cocsului metalurgic la furnale şi în alte procese termochimice este aprecierea proprietăţilor fizico-mecanice ale acestuia [1], [2], [3].

Pornind de la necesităţile practice imediate s-au dezvoltat două tipuri de încercări fizico-mecanice: încercarea în tobe de construcţie diferită şi încercarea la cădere [4], [5], [6], [7]. Deşi aprecierea calităţii se efectuează pe baza mărunţirii cocsului iniţial în urma solicitărilor statice şi dinamice suferite în procesul de încercare, în majoritatea cazurilor rezultatele obţinute prin cele două tipuri de metode nu sînt comparabile. Chiar mai mult, datorită diferenţelor constructive ale tobelor şi datorită modului diferit de determinare, nici determinările prin diferite tobe nu sînt comparabile. Fiecare metodă caracterizează o anumită gamă de proprietăţi fizico-mecanice, fiind adecvată pentru un anumit cocs.

În literatura de specialitate [4], [5], [6], [7] fiind prezentate diferite tobe, în continuare se prezintă numai diferenţele esenţiale dintre ele: dimensiunea şi construcţia tobelor folosite; cantitatea probei supuse analizei; granulaţia probei supuse analizei; utilizarea spaţiului din tobă; modul de sitare; prezentarea rezultatelor (valori absolute în greutate sau în %).

Dacă la aceste diferenţe se mai adaugă şi diferenţa dintre fenomenele care au loc în tobe, deci diferenţa forţelor statice şi dinamice la care se supune cocsul în momentul încercării, se înţelege că între valorile obţinute prin două metode diferite corelaţia este cu atît mai mică, cu cît diferenţele semnalate sînt mai mari şi mai multe la număr.

O diferenţă esenţială, care nu s-a semnalat pînă aici şi care influenţează în mod hotărîtor în anumite condiţii rezultatele de rezistenţă obţinute este macro- şi microstructura cocsului. Acestea depind de materia primă folosită şi de modul de fabricaţie.

La Combinatul siderurgic — Hunedoara rezistenţa mecanică a cocsului se determina la toba Sundgreen şi la toba Micum. Determinările paralele de rezistenţă prin aceste două tobe nu au semnalat nici o corelaţie între rezultatele obţinute, deoarece analiza matematică a probelor efectuate paralel s-a făcut neţinîndu-se seamă de eterogenitatea cocsului, de structura acestuia şi, îndeosebi, de granulaţia şi forma bucăţilor de cocs.

Pe baza datelor determinărilor paralele din 1962 și 1963, din evidența C.T.C. (în număr de 1 124) s-au efectuat o serie de corelări liniare simple între valorile diferitelor fracții obținute prin această metodă de determinare și a fracțiilor respective, obținute prin metode diferite.

Pentru exemplificare, din rezultatele obținute în urma calculului statistic se prezintă numai acelea care se referă la corelația directă dintre rezistența Sundgreen (R_s + 25 mm rest în tobă) și Micum (+ 40 mm) și fracția mărunță — roadere prin cele două metode pentru cele 1 124 valori.

Valorile medii și abaterile medii pătratice se redau în tabela 1.

Tabela 1

Sundgreen			Micum		
Fracția	Media	Abaterea medie pătratică	Fracția	Media	Abaterea medie pătratică
R_s, kgf	322,90	0,49	M 40, %	71,82	2,69
+ 25 kgf	56,05	7,54	40—20, %	21,20	2,46
25—10 kgf	8,75	2,49	20—10, %	2,02	0,78
10—0 kgf	24,91	3,12	10—0, %	4,97	1,45

Ecuațiile de regresie, coeficienții de corelare și abaterile medii pătratice sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Ecuația	r^2	r	Abaterea medie pătratică	Semnificația	
M 40 = 85,82 — — 0,0437 R_s	0,0190	0,138	2,67	21,70	99%
M 10 = 5,376 — — 0,01621 S_{0-10}	0,0120	0,110	1,45	1,30	90%
R_s = 351,5 — — 0,4344 M 40	0,0190	0,138	8,41	21,71	99%
S_{0-10} = 25,28 — — 7,47 M 10	0,0120	0,110	3,11	1,36	90%

După cum se vede la analiza matematică în ansamblu a celor 1 124 de determinări paralele din 1962 și 1963, la creșterea rezistenței Sundgreen scade ușor rezistența Micum (ecuațiile 1 și 3 din tabela 2). La roadere, de asemenea, creșterea acesteia la toba mare (ecuațiile 2 și 4) arată o scădere a acestui parametru la toba Micum.

Această direcție de variație a rezistențelor, obținută pe baza datelor existente luate în ansamblu, contrastează flagrant cu considerațiile teoretice, după care creșterea rezistenței la toba Sundgreen trebuie să ducă la creșterea rezistenței mecanice și la toba Micum.Coefi-

* Datele primare privind rezistențele paralele au fost puse la dispoziție de C.T.C., iar la prelucrarea lor a colaborat mat. Fabian Csaba.

Tabela 3

Caracteristica	1962 Media	1962 Abaterea medie pătratică	1963 Media	1963 Abaterea medie pătratică
R_s, kgf	317,79	8,41	322,94	7,73
+ 25 mm, kgf	58,07	8,32	53,90	5,91
25—10 mm, kgf	8,78	1,41	8,71	3,26
10—0 mm, kgf	25,26	3,00	29,53	3,19
M 40, %	71,79	2,96	71,85	2,38
40—20 mm, %	21,38	2,56	21,04	2,19
20—10 mm, %	2,03	0,71	2,01	0,85
10—0 mm, %	4,81	1,37	5,13	1,51

cienții foarte mici de corelare $r = 0{,}178$ și $r = 0{,}035$, direcția contrară a variațiilor față de caracterul teoretic așteptat, precum și scăderea neînsemnată a abaterilor pătratice la drepte față de media generală a caracteristicilor respective (tabela 2) arată că punctele reprezentînd valorile se repartizează în forma unui nor concentric și deci nu se poate vorbi de corelație liniară între rezistența mecanică și roadere după cele două metode folosite.

Considerînd că una din cauzele lipsei de corelație este eterogenitatea cocsului de la C.S.H., în timp, s-au repetat calculele respective separat pentru datele din 1962 și pentru cele din 1963. Numărul determinărilor paralele a fost de 578, în 1962, și de 546, în 1963, deci de același ordin de mărime. Mediile și abaterile medii pătratice pentru cele două perioade se redau în tabela 3.

Rezistența medie la toba Sundgreen în 1963 a crescut cu 5,2 kgf față de 1962, îmbunătățirea rezistenței medii determinată la toba Micum pentru același cocs fiind de numai 0,06%. Practic, îmbunătățirea rezistenței s-a semnalat numai la determinări cu toba Sundgreen, confirmată și de scăderea consumului specific de cocs la furnale. La fel, creșterea roaderii cu 4,3 kgf la toba Sundgreen corespunde în acest caz cu o creștere de 0,3% la toba Micum. Se remarcă, în mică măsură, caracterul pozitiv al variației la valorile medii.

Ecuațiile de regresie s-au calculat în acest caz numai pentru caracteristicile prezentate mai sus, adică pentru rezistența mecanică și roadere. Ecuațiile de regresie obținute, coeficienții de corelare, precum și abaterile medii pătratice și semnificația acestora sînt redate în tabela 4.

După cum se vede, abaterile medii la dreptele de regresie nu au arătat nici o îmbunătățire ceea ce, și în acest caz, arată gruparea concentrică a punctelor în jurul mediilor absolute.

Coeficienții de corelare arată o înrăutățire puternică la datele din 1963 față de cele din 1962 (de exemplu scăderea lui $r^2 = 0{,}0535$, în 1962, la $r^2 = 0{,}0009$, în 1963). Variația și în acest caz este contradictorie și, datorită coefi-

Tabela 4

Anul	Ecuația	r^2	r	Abaterea medie pătratică	Semnificația	
1962	M 40 = 97,62 — 0,08128 R_s	0,0535	0,231	2,88	35,53	99 %
	M 10 = 3,553 + 0,0500980 S_{0-10}	0,012	0,109	1,36	7,00	99 %
1963	M 40 = 74,82 — 0,00918 R_s	0,0009	0,030	2,38	4,83	99 %
	M 10 = 6,782 — 0,6717 S_{0-10}	0,020	0,141	1,50	10,2	99 %

cienților mici de corelare, nu poate fi luată în considerare.

Din cele prezentate se poate trage concluzia că pe baza datelor de evidență primară a determinărilor de rezistențe determinate paralel prin cele două metode efectuate la Uzina cocsochimică — Hunedoara în anii 1962 și 1963, în ansamblu cît și separat pe ani, nu se poate determina corelația liniară nici orientativă între rezistențele la rece la toba Sundgreen și la toba Micum.

★

Literatura de specialitate arată că, în cazul cocsurilor sovietice, lipsa de corelație apare la determinări pe o perioadă scurtă; cu creșterea perioadei analizate (medii lunare, anuale etc.) crește și posibilitatea de corelare [8]. În cazul de față, folosirea datelor pe o perioadă lungă, datorită structurii specifice a șarjelor de la C.S.H., a condițiilor de cocsificare și a structurii cocsului, nu permite corelarea respectivă. Pentru a putea efectua cu succes această corelare trebuie să se țină seamă de tot complexul de condiții și proprietăți, în ansamblu și în timp.

Din acest complex de condiții și proprietăți prin care diferă cele două metode se prezintă cele care decurg din diferența privind cantitatea și granulația probei supuse analizei. Aceste probleme necesită o aprofundare și o înțelegere adîncă, fiind de o importanță deosebită în aprecierea comportării cocsului în furnal.

Cantitatea probei necesare pentru determinarea rezistenței în toba Sundgreen este de 410 kg, iar în toba Micum, de 50 kg. Pentru a putea obține această cantitate de probă este necesară o probă primară de circa 1 000 kg, pentru toba Sundgreen, și de 100—150 kg, pentru toba Micum.

Pentru efectuarea determinării prin ambele metode, probele elementare luate de pe banda cu colector se încarcă în lăzi pentru cîntărire cu furci cu distanța de 50 mm între coarne. Modul de încărcare însă diferă esențial. La manipularea celor 1 000 kg de cocs în cazul tobei Sundgreen [9] s-a prevăzut încărcarea tobei cu lopata sau cu furca scuturată ușor. Mostrele elementare pentru toba Micum, conform STAS 5632 — 57 [10], pct. 3, 4, se iau cu o furcă cu distanța între coarne de 50 mm. Porțiunea de cocs luată se scutură astfel, încît să rămînă un singur strat pe furcă.

În acest caz, prin scuturare bucățile de cocs se orientează spre echilibrul stabil, ceea ce se realizează în general dacă unul din cele trei axe spațiale (a — lungimea; b — lățimea și c — grosimea) este perpendicular pe coarnele furcii. Condiția ca să rămînă doar un singur strat de cocs, deci fiecare bucată de cocs să se așeze individual fără a fi ținută de bucățile alăturate sau de cele de deasupra (ca pentru Sundgreen) poate fi realizată în mod teoretic dacă bucata respectivă are dimensiunea minimă pe axa respectivă (de exemplu axa b) conform relației:

$$b = \frac{d}{2} + 50 + \frac{d}{2},$$

unde:

b este lățimea bucății (axului perpendicular în acest caz pe coarnele furcii), mm;
d — diametrul coarnei furcii, mm;
50 — distanța, în mm, dintre coarnele furcii.

Considerînd furcile confecționate din oțel rotund cu diametrul de 10 mm, dimensiunea teoretică minimă a cocsului care se introduce în toba Micum va fi de 60 mm ($b = 5 + 50 + 5 = 60$ mm). În această situație proba de cocs introdusă în tobă nu reprezintă nici chiar teoretic, și cu atît mai puțin practic, cocsul metalurgic, în sensul acceptat al acestei noțiuni, fie de + 25 mm, fie de + 40 mm. Deci în tobă se introduce fracția + 60 mm sau, mai precis, fracțiile 60—80 și + 80 mm.

Datorită specificului procesului de cocsificare prin metoda clasică, prin comprimare, a șarjelor cu componenți de bază huilele tinere din Valea Jiului*, fracția 60—80 mm face parte din zona cea mai rezistentă a cocsului. Cealaltă fracție, adică cea de + 80 mm, este foarte instabilă în funcție de gradul de terminare a procesului de cocsificare. La cocsul copt normal se dezvoltă fisurația ducînd la formarea bucăților mai mărunte (10—20; 20—40; 40—60 și 60—80 mm). La cocsul crud, în schimb, din această fracție granulometrică se formează numai clase extreme, ca: 0—10, 10—20 mm prin roadere și bucăți mari rămase (40—60, 60—80 mm). De aceea se pune întrebarea: cînd și în ce proporție

* Structura cocsului de la C.S.H. va fi prezentată într-un alt material; în cazul de față se prezintă doar schema formării fisurilor.

participă această fracţie de +80 mm în fracţia + 60 mm introdusă în tobă.

Răspunsul la această întrebare se poate da la o succintă urmărire a cocsului pentru pro-

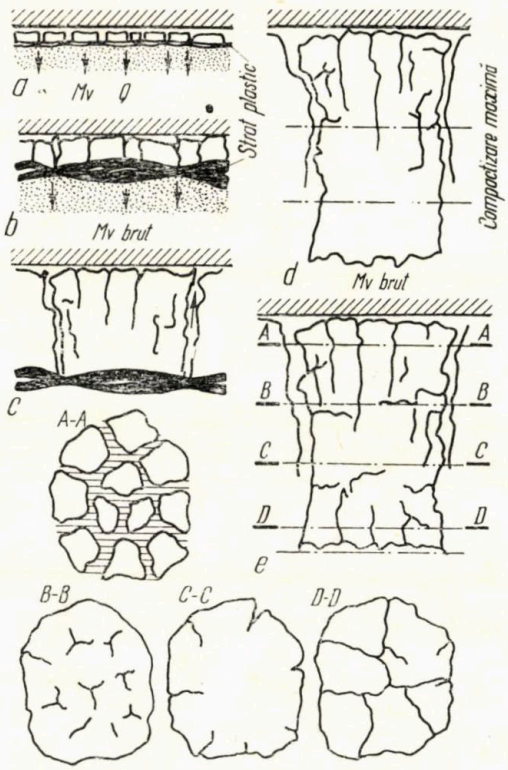


Fig. 1

bă de la rampă la luarea probei elementare cu furca, conform STAS, ţinînd seamă şi de formarea şi de realizarea fisurilor conform figurii 1. Locurile şi acţiunile fizico-mecanice mai însemnate sînt arătate în figura 2 :

— prima solicitare la care este supus cocsul are loc chiar în cuptorul de cocsificare *1* — în momentul pornirii descărcării, adică al ruperii pilotului din poziţia statică (gradientul de sarcină aplicată P fiind maxim) şi în cursul descărcării. Aceste solicitări continuă la căderea cocsului în vagonul *2*, la turnul de stingere şi la descărcarea vagonului de stins cocs pe rampa *3*. Solicitările duc la realizarea fisurilor în cocs în secţiunea AA şi, parţial, BB (fig. 1);

— trecerea pe ciurul cu discuri *4*, a cărui acţiune dinamo-mecanică variază în funcţie de distanţa dintre discuri, de gradul de uzură a discurilor, de gradul de încărcare cu cocs (grosimea stratului), de starea fizică a cocsului ajuns aici de pe rampă (temperatură, umiditate) şi de gradul de cocsificare a cocsului (cocs crud — se roade puternic — creşte fracţia 0—10 mm sub ciur, cocs prea copt — se sfărîmă, creşte fracţia 10 — 25 mm sub ciur, scade granulaţia absolută etc.);

— trecerea cocsului de pe banda $K_5 - K_6$ pe colectorul de probe *5* acţionat manual, unde intervin fenomene de lovire (ciocnire), frecare (rostogolire) şi segregare, rămînînd pe colector numai maximum 20% din cocsul trecut în timpul operaţiei în faţa colectorului. Colectorul de probe fiind acţionat manual, la fenomenele fizico-mecanice arătate intervine factorul subiectiv;

— de pe colectorul de probe cocsul se descarcă prin rostogolire şi cădere într-un jgheab *6*, în care parcurge o distanţă de circa 3 m, fiind supus acţiunilor de frecare şi lovire;

— la ieşirea din jgheab cocsul cade pe platforma de beton *7*, de la o înălţime de circa 2,5 mm, fiind supus acţiunilor de lovire la început; după ce se acumulează un anumit strat de cocs tampon, distanţa de cădere se micşorează, intervenind acţiunile de lovire, rostogolire şi frecare. Această fază de acţiuni fizico-mecanice asupra cocsului destinat încercărilor mecanice şi probei analitice se evidenţiază pentru că este echivalentă, cel puţin parţial, cu determinarea rezistenţei cocsului la cădere, mai ales pînă se adună 60 — 80 kg de cocs (STAS prevede circa 16 kg pentru o probă elementară la colector).

Este interesant, în acest sens, că după cum s-a arătat mai sus, în unele ţări tocmai proba de cădere se consideră semnificativă pentru aprecierea calităţii cocsului. În cazul concret al cocsului de la C.S.H. s-a constatat că la supunerea la cădere a fracţiunii + 60 mm, numai 50 — 60 % din acesta a rămas în bucăţi mai mari de 50 mm. Manipularea ulterioară cu

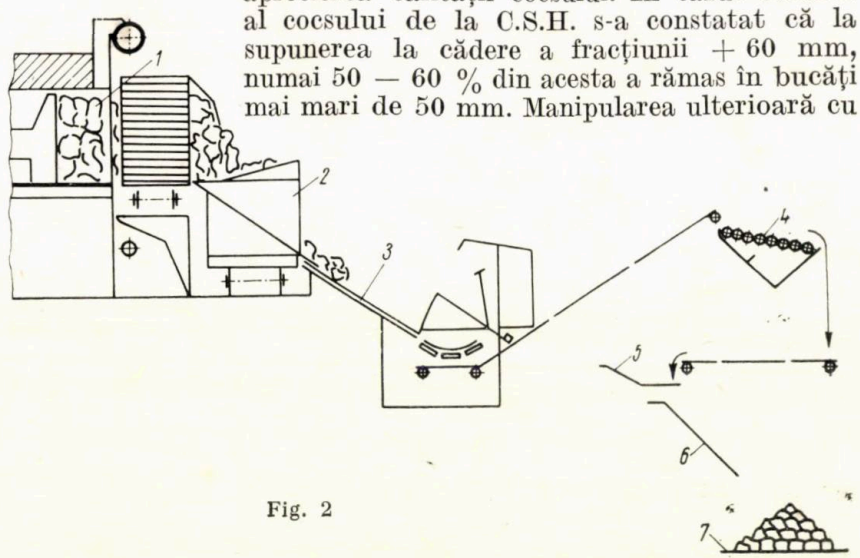


Fig. 2

lopata şi furca (adunarea grămezii), introducerea furcii în grămada de cocs, scuturarea etc. duc la mărunţirea mai departe a cocsului. Aceste operaţii fiind efectuate manual, intervine din nou puternic şi factorul subiectiv.

În concluzie, toate acțiunile fizico-dinamice la care este supus cocsul și care parțial au fost indicate duc la realizarea fisurilor primare ale cocsului de-a lungul bucăților și transversal la secțiunea *BB* și *DD* (fig. 1). Rezultatul firesc al acționării acestor fenomene (mai ales la deservirea manuală) este faptul că clasa granulometrică de cocs de + 60 mm, introdusă în tobă, nu corespunde clasei + 60 mm de pe benzile K_5 și K_6 nici ca participare procentuală, nici ca compoziție chimică *, nemaivorbind de creșterea diferențelor față de cocsul metalurgic.

Tabela 5

Șarja	Compoziția șarjei			Analiza tehnică a șarjei, %			Analiza tehnică a cocsului, %		
	L.U.V.	Himp	S_c	A	V_{daf}	S_{tot}	A	V_{daf}	S_{tot}
a	70	20	10	9,71	31,75	2,19	13,60	2,07	2,20
b	70	20	10	9,39	30,43	2,23	13,55	2,74	2,40
Diferența *(b — a)* absolută				— 0,05	+ 0,67	+ 0,20			
Diferența *(b — a)* % *a*				— 0,37	+ 2,37	+ 9,00			

Tabela 6

Fracții, mm	Compoziția granulometrică a cocsului					Granulații cumulate, %		
	0—10	10—25	25—40	40—60	60—80	+80	+60	+90
Cocs *a*	3,0	4,5	9,0	31,0	40,5	13,0	53,5	84,5
Cocs *b*	4,0	1,5	5,0	20,5	39,5	29,5	69,0	89,5
Diferența *(b — a)* absolută	+ 1,0	— 3,0	— 4,0	—10,5	1,0	+16,5	+15,5	+ 5,0
Diferența *(b — a)* % *a*	+33,3	— 6,66	— 4,45	—33,85	— 0,25	+127,0	+29,0	+ 5,9

Tabela 7

Fracția, mm	+60	60—80	+80
Cocs *a*	100	70	30
Cocs *b*	100	50	50
Diferența *(b — a)* absolută	—	—20	+20
Diferența *(b — a)*, % *a*	—	—28,5	+66,6

Tabela 8

Tipul de cocs	Rezistența la cădere, %					Rezistența Micum, %				Rezistența Sundgreen, kg			
	+50	50—40	40—25	25—0	+40	M 40	40—20	20—10	10—0	R_s	+25	25—10	10—0
Cocs *a*	72	8	8	12	80	64	22	6	8	294	52	12	52
Cocs *b*	52	32	12	4	84	70	16	4	10	287	54	13	56
Diferența *(b — a)* absolută	—20	+24	+ 4	— 8	+4,0	+6	—6	—2	+2	—7	+2	+1	+4
Diferența *(b — a)*, % *a*	—27,8	+300	+50	—66,6	+5,0	+9,2	—27,3	—33,3	+25	—2,4	+3,8	+8,4	+7,8

Prelucrarea datelor acumulate din 1956 — 1966, ținînd seamă numai de principalele fenomene prezentate, permite să se contureze răspunsul orientativ la întrebările puse, privind fracția introdusă în toba Micum pentru rezistență și participarea fracției + 80 mm. Aceste probleme fiind deosebit de importante la folosirea cocsurilor crude sau bine coapte, se redau în continuare rezultatele încercărilor și calculelor orientative pentru cele două ti-

* Problema variației compoziției chimice a claselor granulometrice de cocs în procesul de formare a acestuia se va discuta într-un articol separat.

Tabela 9

	Influența rezistenței Sundgreem și a roaderii, kg				Influența materiilor volatile prin rezistență termodinamică și reactivitate					Influența conținutului de sulf			Total consum specific suplimentar de cocs *b* în kg/t fontă
	R_s, kg	C_{sp}, kg cocs / tf	R_{0-10}, kg	C_{sp}, gk cocs / tf	$V_{105°}$, %	M_{40}, %	C_{sp}, kg cocs / tf	Reactivitate, %	C_{sp}, kg cocs / tf	S_t, %	produs finit, %	C_{sp}, kg cocs / tf	
Cocs *a*	294		52		2,07	60		17		2,20	80		
Cocs *b*	287		56		2,74	58		22		2,40	72		
Diferența (*b* − *a*) absolută	−7	+35	+4	+25	0,67	−2,0	+15	+5	+25	+0,20	−8	+40	+140

puri de cocsuri caracteristice pentru mersul furnalelor : *a* — cocs copt ; *b* — cocs crud.

Compoziția șarjei, analiza tehnică la șarje și cocs și diferențele față de cocs sînt redate în tabela 5.

Granulația inițială a cocsului (determinat) înainte de ciurul cu discuri se redă în tabela 6.

Proporția de cocs de granulație diferită, introdus cu furca pentru determinarea rezistenței la cădere și la tobe, calculat pe baza datelor de mai sus, este redată în tabela 7.

Rezistențele obținute cu aceste cocsuri determinate la cădere (1,8 m), la toba Micum și la toba Sundgreen, sînt redate în tabela 8.

Comportarea în furnal a cocsurilor evaluate pe baza lucrărilor de cercetare citate este redată în tabela 9, pe baza indicilor considerați mai importanți (rezistența și roaderea Sundgreen, materii volatile prin rezistența termomecanică și reactivitatea și conținutul de sulf).

BIBLIOGRAFIE

[1] Forizs Șt. *Influența proprietăților chimice ale cocsului asupra proceselor din furnal.* Metalurgia, nr. 9, 1966, p. 497—500.

[2] Forizs Șt. *Cercetări privind proprietățile fizico-chimice ale cocsului metalurgic.* Metalurgia, nr. 3, 1967, p. 125—129.

[3] Forizs Șt. *Considerații privind rezistența termomecanică a cocsului metalurgic.* Metalurgia, nr. 9, 1967, p. 481—485.

[4] Wesemann F., Graf U. și Wartmann R. Stahl und Eisen 76, nr. 3, 1956, p. 133—144.

[5] Levin. *Siderurgia țărilor capitaliste,* Vol. VI, Industria cocsochimică, Moscova, Metallurg, 1956.

[6] Grossknisky O. *Manualul industriei de cocs.* Vol. I, Editura Kuapp, Düsseldorf, 1965.

[7] Barbu I., Milinovici I. și Teodorescu N. *Cocsul metalurgic.* Editura tehnică, București, 1958.

[8] Gluşcenco S. M. *Cocs și chimia* nr. 1, 1966, p. 22—25.

[9] Gluzman N. D. și Edelman I. I. *Controlul în industria cocsochimică.* Moscova, Metallurg, 1956.

[10] * * * STAS 5632-57.

[11] Forizs Șt. *Proprietățile cocsului și rezistența termomecanică.* Metalurgia, nr. 2, 1968, p. 77—80.

Solidificarea şi repartizarea elementelor în oţelul necalmat turnat în lingotiere tip butelie

Ing. C. ALEXANDRU
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.141.241.4

LA SOLIDIFICATION ET LA RÉPARTITION DES ÉLÉMENTS DANS L'ACIER NON CALMÉ, COULÉ DANS LES LINGOTIÈRES TYPE BOUTEILLE

On étudie la solidification des lingots d'acier non calmé, coulé dans des lingotières type bouteille, l'emplacement de la couronne des soufflures et des vides de contraction.

La plus grande partie de l'article traite de la répartition des éléments de C, Mn, P et S dans la masse du lingot, ainsi que de leur degré de ségrégation.

L'auteur conclut en indiquant les avantages présentés par la coulée de l'acier non calmé dans de tels moules en ce qui concerne l'homogénéité chimique et l'obtention des demi-produits ayant des caractéristiques mécaniques supérieures, par rapport aux caractéristiques mécaniques des demi-produits obtenus avec les lingots d'acier non calmé, coulés selon la technologie usuelle.

SOLIDIFICATION AND ELEMENT DISTRIBUTION FOR RIMMED STEEL CAST IN BOTTLE-SHAPED MOULDS

The paper analyses rimming ingot solidifcation when cast in bottle-shaped moulds, position of blister crown and contraction cavities.

The paper deals mostly with a minute analyse of C, Mn, P and S distribution within the ingot, as well as with their segregation degree.

Advantages of rimmed casting in bottle-shaped moulds as to chemical homogeneity-leading to semi-finished products with high mechanical characteristics, as compared to rimming ingots cast accordingly to standard methods, are infered.

Oţelul necalmat se caracterizează prin faptul că în soluţie conţine gaze şi oxid feros în exces faţă de limita de solubilitate la temperatura de solidificare, ceea ce produce o fierbere puternică în lingotieră în timpul turnării.

Degajarea de gaze poate fi influenţată prin acoperirea capului lingoului cu un capac din fontă sau cu ajutorul capacului chimic (aluminiu lichid sau granulat, ferosiliciu praf), acesta din urmă utilizîndu-se curent în principalele oţelării din România.

În urma calmării capului lingoului cu aluminiu, oţelul se impurifică cu incluziuni nemetalice, prin urmare nu poate fi utilizat la obţinerea unor laminate de calitate, unde se impun condiţii de puritate. Solidificarea şi neomogenităţile chimice pe înălţime şi pe secţiunea transversală a lingourilor turnate prin această metodă sînt suficient de bine cunoscute.

În cele ce urmează se va studia solidificarea şi neomogenitatea chimică a lingourilor din oţel necalmat, turnat în lingotiere tip butelie.

Lingotiera folosită pentru experimentare are următoarele caracteristici: secţiunea medie – 648 × 648 mm²; înălţimea totală – 2 510 mm; înălţimea gîtului de butelie – 170 mm.

Lingotierele experimentale au fost montate pe podul de turnare, în număr de patru, turnarea oţelului făcîndu-se prin intermediul sifonului. Înainte de montare, lingotierele au fost curăţate, periate şi apoi gudronate.

După montarea lingotierelor pe podul de turnare, la trei dintre acestea li s-a aplicat capacul din fontă, fixat rigid prin intermediul dispozitivului de presare, rămînînd numai una fără capac, prin care s-a urmărit urcarea oţelului, precum şi nivelul de umplere. Cînd oţelul a ajuns la nivelul de umplere normal, s-a aplicat şi celei de-a patra lingotiere capacul de fontă.

Datorită presiunii create în interiorul lingotierei, urcarea oţelului a fost aproape similară cu cea a oţelului calmat, fierberea fiind diminuată.

Datorită secţiunii reduse a gîtului lingotierei, precum şi grosimii pereţilor lingotierei în partea de sus, se reduce cantitatea de oţel lichid în această parte a lingoului şi, ca urmare, se răceşte mai repede. Solidificarea rapidă a capului lingoului împiedică evacuarea gazelor şi întrerupe prin urmare fierberea oţelului.

Solidificarea unui lingou turnat în lingotiera tip butelie este prezentată în figura 1, de unde se poate vedea că suflurile şi golurile de contracţie sînt plasate în adîncimea lingoului şi au dimensiuni destul de mici.

Pentru a se stabili repartizarea elementelor s-a secţionat longitudinal un lingou prin axa

sa şi s-au luat probe pentru analiză la diferite nivele (*A* ... *H*), iar pe fiecare nivel s-au luat probe din cinci puncte (1 ... 5) (fig. 2). Probele au fost luate din zona de crustă, din zona coroanei de sufluri şi din zona centrală a lingoului. Pe fiecare nivel s-a determinat media conţinutului de element (tabela 1).

Analiza medie a lingoului a fost determinată de media elementelor de pe fiecare nivel: C — 0,22 %; Mn — 0,49%; P — 0,025 %; S — 0,025%.

Din figurile 3 şi 4, care reprezintă repartizarea elementelor C, Mn, P, S în secţiunea longitudinală a lingoului, rezultă abaterile carbonului, manganului, fosforului şi sulfului faţă de compoziţia medie a lingoului.

Pe înălţimea de 1 025 mm care cuprinde nivelele *H*, *G*, *F* de la piciorul lingoului, abaterile elementelor faţă de media lingoului sînt

Tabela 1

Nivelul	Simbolul chimic	Locul probelor 1	2	3	4	5	Conţinutul mediu/nivel, %
A	C	0,21	0,24	0,22	0,20	0,17	0,20
	Mn	0,48	0,53	0,51	0,47	0,47	0,49
	P	0,021	0,026	0,027	0,030	0,028	0,026
	S	0,027	0,026	0,020	0,017	0,021	0,022
B	C	0,18	0,24	0,27	0,24	0,18	0,23
	Mn	0,51	0,49	0,52	0,47	0,48	0,49
	P	0,030	0,024	0,027	0,023	0,024	0,026
	S	0,028	0,024	0,027	0,022	0,021	0,024
C	C	0,21	0,24	0,28	0,25	0,22	0,25
	Mn	0,48	0,51	0,54	0,51	0,49	0,51
	P	0,025	0,022	0,034	0,032	0,022	0,027
	S	0,019	0,026	0,036	0,023	0,021	0,025
D	C	0,17	0,27	0,32	0,27	0,19	0,24
	Mn	0,51	0,52	0,55	0,51	0,48	0,51
	P	0,020	0,026	0,030	0,024	0,023	0,025
	S	0,023	0,024	0,038	0,026	0,018	0,026
E	C	0,21	0,29	0,26	0,28	0,20	0,25
	Mn	0,49	0,50	0,48	0,50	0,47	0,49
	P	0,026	0,034	0,035	0,038	0,028	0,032
	S	0,028	0,036	0,037	0,038	0,027	0,033
F	C	0,19	0,21	0,19	0,23	0,16	0,20
	Mn	0,48	0,50	0,49	0,49	0,47	0,49
	P	0,028	0,023	0,024	0,034	0,028	0,027
	S	0,019	0,023	0,024	0,026	0,019	0,022
G	C	0,21	0,20	0,19	0,21	0,16	0,19
	Mn	0,48	0,48	0,47	0,49	0,47	0,48
	P	0,018	0,016	0,020	0,018	0,022	0,19
	S	0,025	0,023	0,024	0,025	0,017	0,023
H	C	0,18	0,20	0,18	0,19	0,20	0,19
	Mn	0,47	0,48	0,48	0,48	0,47	0,48
	P	0,024	0,022	0,021	0,018	0,018	0,021
	S	0,021	0,026	0,023	0,024	0,022	0,023

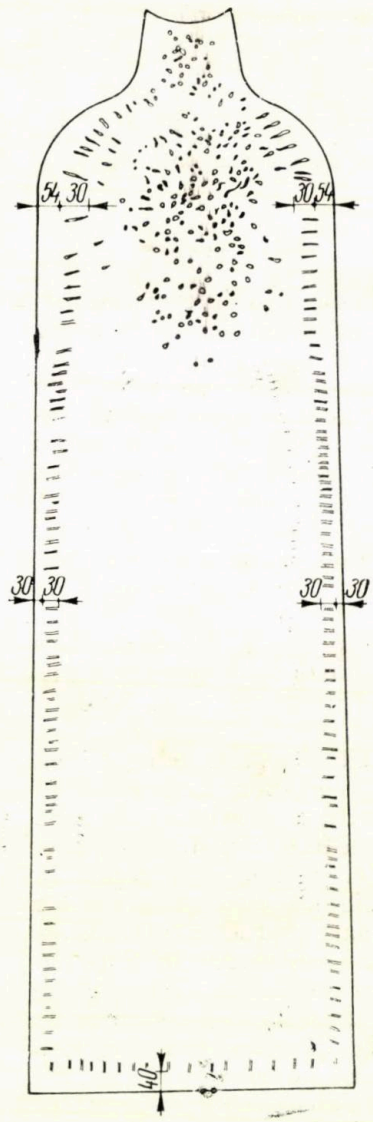


Fig. 1

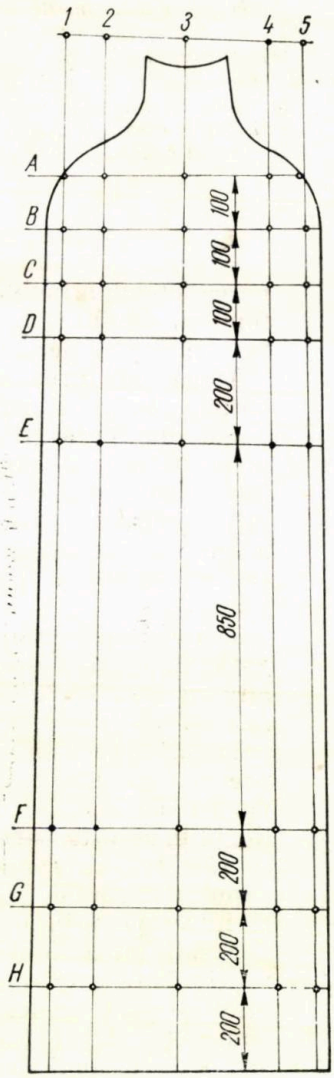


Fig. 2

mici, atingînd un maxim la o înălţime mai mare în jurul nivelelor *B*, *C*, *D*.

Diferenţa dintre conţinutul maxim şi cel minim de carbon pe diferite nivele este foarte mică la baza lingoului; pe nivelul *H* este de 0,02% şi creşte continuu pînă la nivelul *D*, la 0,15% C şi apoi scade pînă la 0,07% pe nivelul *A*.

Tot din figurile 3 şi 4 se poate observa cum conţinutul de carbon creşte de la zona globulitică pînă cînd ajunge la un conţinut maxim în zona suflurilor, pentru ca apoi să scadă în centrul lingoului. Acest proces este determinat de bulele de gaze care în urcare dau lichidului o mişcare de ascensiune, pe lîngă frontul de solidificare, în centru apărînd o mişcare descendentă, determinată de contracţia oţelului în stare lichidă. Solidificarea rapidă a oţelului în gîtul buteliei are drept urmare formarea unei cruste groase de metal în capul lingoului, care împiedică părăsirea gazelor din lingou.

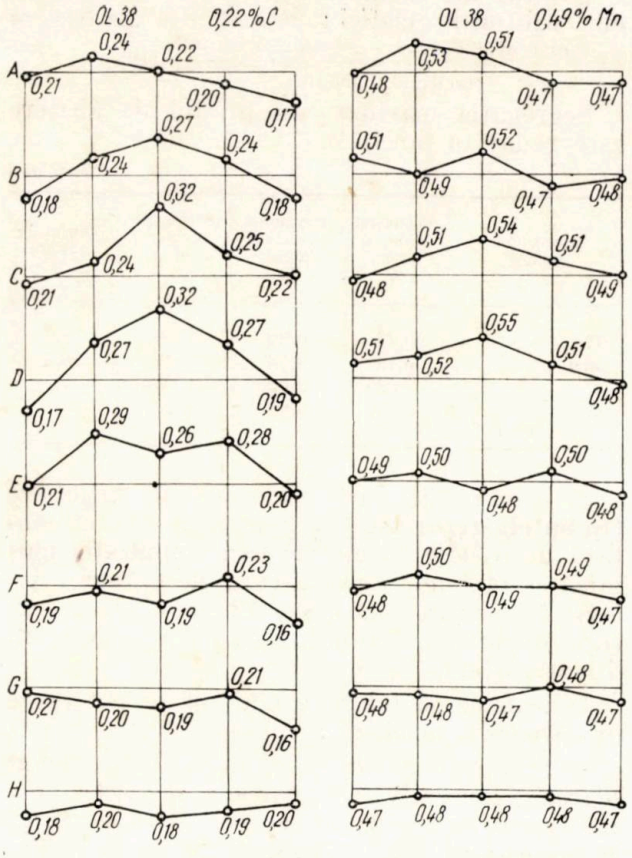


Fig. 3

O parte din oxidul de carbon format va crea o mişcare descendentă, părăsind masa lingoului prin centrul său, prin reţeaua de turnare, prin sifon trecînd apoi în atmosferă.

La mangan, diferenţa dintre conţinutul maxim şi cel minim este mai mică decît 0,01, pe nivelul H, şi decît 0,07%, pe nivelul D.

În ceea ce priveşte repartizarea sulfului şi fosforului (fig. 4) rezultă că abaterile faţă de media lingoului sînt mai mari decît în cazul carbonului.

Gradul de segregare al carbonului, manganului, fosforului şi sulfului în lingoul secţionat este redat în tabela 2.

Prin grad de segregare se înţelege valoarea raportului dintre conţinutul elementului într-o anumită porţiune de lingou şi conţinutul mediu al elementului respectiv, în masa lingoului. Cînd valoarea acestui raport este mai mare decît 1, segregarea este pozitivă, iar cînd valoarea raportului este mai mică decît 1, segregarea este negativă.

Din tabela 2 se constată că gradul de segregare al elementelor creşte de la marginea lingoului spre centrul său şi de la bază spre capul lingoului.

Segregaţia pozitivă şi cea negativă a elementelor s-a determinat în raport cu conţinutul mediu al elementului în lingou, cu ajutorul formulelor :

$$P = \frac{E_{max} - E_{med}}{E_{med}} \cdot 100$$

$$N = \frac{E_{med} - E_{min}}{E_{med}} \cdot 100$$

unde :

P este segregaţia pozitivă ;
N — segregaţia negativă ;
E_{max} — conţinutul maxim al elementului ;
E_{med} — conţinutul mediu al elementului ;
E_{min} — conţinutul minim al elementului.

Segregaţia pozitivă a carbonului, manganului, fosforului şi sulfului este :

$$P_{(C)} = \frac{0{,}32 - 0{,}22}{0{,}22} \cdot 100 = 45{,}4\%$$

$$P_{(Mn)} = \frac{0{,}55 - 0{,}49}{0{,}49} \cdot 100 = 12{,}2\%$$

$$P_{(P)} = \frac{0{,}038 - 0{,}025}{0{,}025} \cdot 100 = 52\%$$

$$P_{(S)} = \frac{0{,}038 - 0{,}025}{0{,}025} \cdot 100 = 52\%$$

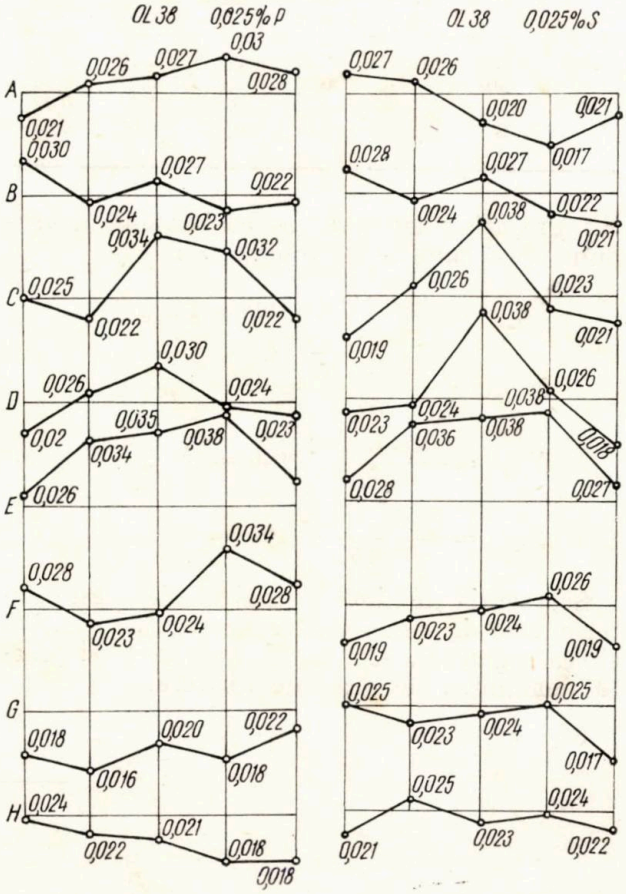


Fig. 4

Tabela 2

Nivelul	Simbolul chimic	Gradul de segregare al elementelor				
		1	2	3	4	5
A	C	0,954	1,09	1,000	0,909	0,77
	Mn	0,979	1,08	1,04	0,96	0,96
	P	0,84	1,04	1,08	1,20	1,12
	S	1,08	1,04	0,80	0,68	0,84
B	C	0,818	1,09	1,227	1,09	0,818
	Mn	1,04	1,00	1,06	0,96	0,979
	P	1,20	0,96	1,08	0,92	0,96
	S	1,12	0,96	1,08	0,88	0,84
C	C	0,954	1,09	1,545	1,13	1,00
	Mn	0,979	1,04	1,10	1,04	1,00
	P	1,00	0,88	1,36	1,28	0,88
	S	0,76	1,04	1,44	0,92	0,84
D	C	0,77	1,227	1,45	1,227	0,86
	Mn	1,04	1,06	1,12	1,04	0,979
	P	0,80	1,04	1,20	0,96	0,92
	S	0,92	0,96	1,52	1,04	0,72
E	C	0,954	1,31	1,18	1,27	0,909
	Mn	1,00	1,02	0,979	1,02	0,96
	P	1,04	1,36	1,40	1,52	1,12
	S	1,12	1,44	1,48	1,52	1,08
F	C	0,86	0,954	0,86	1,04	0,72
	Mn	0,979	1,02	1,00	1,00	0,96
	P	1,12	0,92	0,96	1,36	1,12
	S	0,76	0,92	0,96	1,04	0,76
G	C	0,954	0,909	0,86	0,954	0,68
	Mn	0,979	0,979	0,96	1,00	0,96
	P	0,72	0,62	0,80	0,72	0,88
	S	1,00	0,92	0,96	1,00	0,68
H	C	0,818	0,909	0,818	0,86	0,909
	Mn	0,96	0,979	0,979	0,979	0,96
	P	0,96	0,88	0,84	0,72	0,72
	S	0,84	1,04	0,92	0,96	0,88

Segregaţia negativă a carbonului, manganului, fosforului şi sulfului este :

$$N_{(C)} = \frac{0,22 - 0,16}{0,22} \cdot 100 = 27\,\%$$

$$N_{(Mn)} = \frac{0,49 - 0,47}{0,49} \cdot 100 = 4\,\%$$

$$N_{(P)} = \frac{0,025 - 0,016}{0,025} \cdot 100 = 36\,\%$$

$$N_{(S)} = \frac{0,025 - 0,017}{0,025} \cdot 100 = 32\,\%$$

Segregaţia maximă a unui element este determinată de suma dintre segregaţia pozitivă şi cea negativă a elementului respectiv şi poartă denumirea de grad de abatere.

Gradul de abatere se poate determina cu ajutorul relaţiei : Grad de abatere $= \frac{\text{Conţinutul maxim} - \text{Conţinutul minim}}{\text{Conţinutul mediu}} \cdot 100$.

Segregaţia maximă sau gradul de abatere este redat în tabela 3.

Tabela 3

Elementul chimic	Conţinutul mediu în lingou, %	Conţinutul maxim în lingou, %	Conţinutul minim în lingou, %	Gradul de abatere, %
C	0,22	0,32	0,16	72,7
Mn	0,49	0,54	0,47	16,3
P	0,025	0,038	0,016	88
S	0,025	0,038	0,017	84

Şi în cazul lingourilor turnate în lingotiere tip butelie repartizarea elementelor este influenţată de o serie de factori ca : compoziţia chimică a oţelului, temperatura de turnare, viteza de turnare, mărimea lingoului, temperatura lingotierei, viteza de răcire a oţelului în lingotieră etc.

Din analiza datelor de mai sus se pot trage următoarele concluzii :

— Segregaţia pozitivă este mai mare decît segregaţia negativă : la carbon, segregaţia pozitivă este de 45,4 %, iar cea negativă, de 27 % ; la mangan, de 12,2 % faţă de 34 % ; la fosfor, de 52 % faţă de 36 % ; la sulf, de 52 % faţă de 32 %.

— Şi în cazul lingourilor turnate în lingotiere tip butelie, elementul cu segregaţia maximă rămîne fosforul.

— Segregaţia elementelor creşte de la baza lingoului spre capul acestuia, la mangan avînd loc o creştere mai puţin sensibilă.

— Lingourile de oţel necalmat, turnate în lingotiere tip butelie au o omogenitate chimică mai mare în raport cu lingourile turnate după tehnologiile obişnuite.

— Amplasarea suflurilor şi a golurilor se face la o adîncime destul de mare în masa lingoului.

— Golurile din masa lingoului au dimensiuni relativ mici.

— Semifabricatele obţinute în urma laminării acestor lingouri au caracteristicile mecanice mai uniforme pe lungimea lor.

— Turnarea oţelului necalmat în lingotiere tip butelie contribuie la creşterea coeficientului de scoateri de laminate bune.

Influenţa dimensiunilor epruvetei asupra măsurării deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii

Dr. ing. I. DRĂGAN
Institutul politehnic – Cluj

CZ 620.175.2

L'INFLUENCE DES DIMENSIONS DE L'ÉPROUVETTE SUR LA MESURE DE LA DÉFORMATION À CHAUD DES MÉTAUX ET DES ALLIAGES PAR LA MÉTHODE DE LA TORSION

À la suite des expériences effectuées on a constaté qu'en augmentant le diamètre des éprouvettes, le nombre des rotations allant jusqu'à la rupture (n) croît si la vitesse de déformation et le rapport l : d (l — la longueur ; d — le diamètre) restent constants.

Étant donné que le diamètre et le rapport l : d influent sur le rapport n : l (donc sur la déformation mesurée), lorsque l'on apprécie la déformation d'un matériau quelconque et surtout lorsque cette déformation doit être comparée à celle des autres matériaux on devra tenir compte des dimensions de l'éprouvette et de la manière dont la rupture a lieu le long de la partie déformable de celle-ci.

INFLUENCE OF TEST BAR SIZE ON HOT DEFORMABILITY ESTIMATION FOR METALS AND ALLOYS BY THE TORSION METHOD

Performed investigations allowed to establish that an increase in test bar diameter leads to a greater number (n) of rotations before breaking, if deformation speed and l :d ratio (l = length, d = diameter) remain unchanged.

Since both diameter and l :d ratio influence n :l ratio (consequently also measured deformability), test bar size and way of breaking along its deformable part must, by all means, be taken into account during deformability estimation, especially if obtained values for one particular material are to be compared with those of other materials.

Mai mulţi cercetători s-au ocupat cu studiul similitudinii în procesul deformării la cald, respectiv cu influenţa dimensiunilor epruvetei asupra caracteristicilor materialelor legate de prelucrarea prin deformare [1], [2], [3].

Pentru măsurarea deformabilităţii la cald prin metoda torsiunii acest aspect a fost studiat — într-o oarecare măsură — de Hughes [4] şi de Reynolds şi Tegart [5].

Hughes a confecţionat epruvete cu diametru diferit şi cu aceeaşi lungime, pe care le-a deformat cu viteze diferite, la temperaturi diferite. Rezultatele încercărilor sînt arătate în figura 1. Din această figură, dacă se exprimă mărimea deformării prin raportul $\pi dn:l$ (d fiind diametrul epruvetei, l — lungimea deformabilă a ei şi n — numărul de rotaţii pînă la rupere), rezultă că prin creşterea diametrului epruvetei deformabilitatea creşte. Făcînd experienţe cu epruvete din oţel pentru care, prin mărirea vitezei de deformare, deformabilitatea a crescut (pînă la o anumită temperatură) Hughes a făcut o legătură între creşterea deformabilităţii din cauza creşterii vitezei de deformare, cu cea din cauza creşterii diametrului. (Mărind diametrul epruvetei şi păstrînd constantă lungimea ei şi numărul de rotaţii pe minut al maşinii de încercat, viteza de deformare a crescut.)

Reynolds şi Tegart au folosit epruvete cu acelaşi diametru şi cu lungimi diferite, deci cu

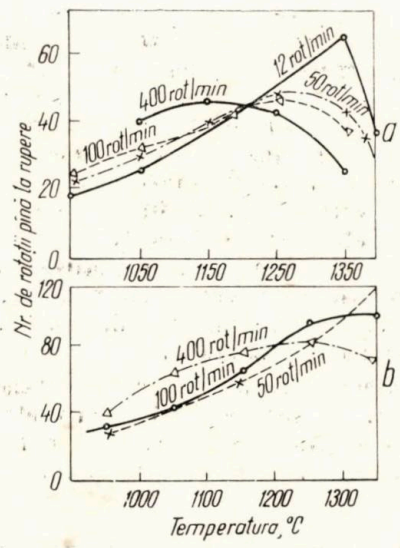


Fig. 1

rapoarte $l : d$ diferite. Rezultatele încercărilor efectuate la diferite temperaturi de încercare sînt date în tabela 1 [5]. Rezultatele din tabelă

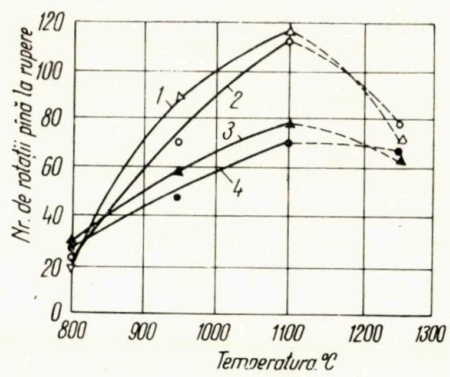


Fig. 2

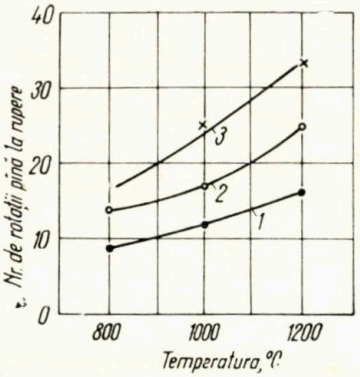


Fig. 3

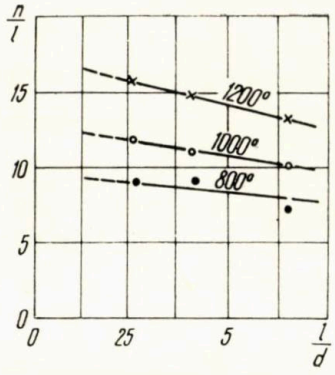


Fig. 4

Tabela 1

Temperatura °C	Raportul $l:d$		
	3	4	6
1 050	2,8	3,4(3,6)	10(5,6)
1 150	30,2	39 (40)	45,5(60,4)

Obs. Numărul din paranteză este cel proporţional.

arată că nu există o proporţie între raportul $l:d$ şi numărul de rotaţii pînă la ruperea epruvetei, ceea ce arată că influenţa dimensiunilor epruvetei asupra măsurării deformabilităţii este mai complexă.

Hughes nu a menţinut aceeaşi viteză de deformare prin schimbarea diametrului epruvetelor, deci creşterea deformabilităţii a putut fi atribuită creşterii vitezei de deformare. Reynolds şi Tegart nu au menţinut viteza constantă prin variaţia raportului $l:d$, deci nu au ţinut seama de influenţa vitezei de deformare asupra deformabilităţii. Prin urmare nu se poate trage o concluzie precisă, deci nu se ştie încă în ce măsură deformabilitatea este influenţată de dimensiunile epruvetei în condiţiile menţinerii unei viteze de deformare constante. De aceea în prezenta lucrare se caută să se analizeze influenţa dimensiunilor epruvetei asupra deformabilităţii metalelor şi aliajelor în condiţiile unei viteze de deformare constante.

Pentru încercare a fost folosită instalaţia descrisă pe larg în lucrarea [6], epruvetele fiind confecţionate din două oţeluri a căror compoziţie este dată în tabela 2. S-au efectuat două categorii de încercări :

Tabela 2

Materialul	Conţinutul, %				
	C	Mn	Si	S	P
Oţel 1	0,13	0,47	0,21	0,057	0,075
Oţel 2	0,57	0,61	0,22	0,016	0,021

— Studierea influenţei diametrului epruvetei asupra măsurării deformabilităţii. Pentru aceasta s-au folosit două mărimi de epruvete : cu diametrul de 6,35 şi de 9,5 mm, menţinîndu-se raportul $l:d=4$. Ambele mărimi de epruvete au fost confecţionate din oţelul 2. Deformarea s-a făcut cu 30 şi cu 307 rot/min. Variaţia numărului de rotaţii pînă la rupere cu temperatura pentru cele două mărimi de epruvete deformate cu cele două viteze este dată în figura 2 *. Este de menţionat faptul că la temperatura de 1 250°C toate epruvetele cu diametrul de 9,5 mm s-au rupt de lîngă umăr , pe cînd cele de 6,35 mm, nu.

— Pentru studierea influenţei raportului $l:d$ asupra măsurării deformabilităţii s-au folosit epruvete confecţionate din oţelul 1 avînd diametrul de 9,5 mm şi lungimea de 25, 40 şi 62,5 mm. Lungimea epruvetelor s-a ales ţinîndu-se seamă de numărul de rotaţii pe minut existent la instalaţia de încercare de 30, 48 şi 75 rot/min, în aşa fel încît :

$$\frac{l_1}{n_1}=\frac{l_2}{n_2}=\frac{l_3}{n_3};\left(\frac{25}{30}=\frac{40}{48}=\frac{62,5}{75}\right).$$

În condiţiile de mai sus, viteza de deformare a fost ţinută constantă în timpul deformării epruvetelor. Variaţia numărului de rotaţii pînă la rupere cu temperatura, pentru toate epruvetele, este arătată în figura 3.

În figura 4 se arată variaţia raportului $n:l$ (n fiind numărul de rotaţii pînă la rupere şi l — lungimea epruvetei) cu raportul $l:d$ la temperaturile de deformare de 800, 1 000 şi 1 200°C.

Din figura 2 reiese că, deşi viteza de deformare a fost aceeaşi pentru ambele mărimi ale epruvetelor, pentru o viteză dată deformabilitatea măsurată este mai mare la epruvetele cu diametrul mai mare, dar numai pînă la temperatura

* Punctele folosite la trasarea curbelor reprezintă media aritmetică a trei epruvete, diferenţele de la o epruvetă la alta fiind sub 10%.

corespunzătoare maximului pe curba : rotații pînă la rupere — temperatură, deasupra căreia se întîmplă invers. De asemenea, se poate vedea că prin creșterea vitezei de deformare (trecînd de la 30 la 307 rot/min) deformabilitatea descrește.

Din rezultatele de mai sus se pot scoate în evidență două aspecte :

1. Comparînd variația deformabilității cu temperatura la cele două mărimi de epruvete (la ambele viteze de deformare) se poate deduce că principalul factor care contribuie la obținerea unei diferențe în valoarea deformabilității măsurate prin această metodă prin folosirea epruvetelor cu diametre diferite ar fi temperatura reală la care are loc deformarea. Reiese că, în timpul deformării, temperatura crește mai mult în epruvetele cu diametrul mai mare. Deci chiar dacă deformarea a două epruvete cu diametre diferite se pornește de la aceeași temperatură, spre sfîrșitul deformării temperatura va fi mai mare în epruveta cu diametru mai mare. La această concluzie se ajunge și dacă se analizează bilanțul termic în epruvetă, în timpul deformării ei.

Căldura Q_1, care se dezvoltă în epruvetă, într-un timp dat, ca o funcție de diametrul epruvetei, este dată de relația :

$$Q_1 = C_1 \frac{C_2 \pi d^3}{4}, \qquad (1)$$

în care :

C_1 este un coeficient de proporționalitate între căldura și energia dezvoltată în epruvetă ;

C_2 — valoarea raportului l : d.

Căldura Q_2, care se pierde în același timp, ca o funcție de diametrul epruvetei, este dată de relația :

$$Q_2 = C_1' \pi C_2 d^2 + C_1'' \frac{\pi d^2}{2}, \qquad (2)$$

în care :

C_1' este un coeficient de pierdere a căldurii prin radiație de la suprafața epruvetei spre mediul înconjurător, într-un timp dat ;

C_1'' — coeficientul de pierdere a căldurii prin conducție, de la partea deformabilă a epruvetei spre umărul ei, în același timp.

Din relațiile (1) și (2) reiese că :

$$\frac{Q_1}{Q_2} = cd, \qquad (3)$$

deci cu creșterea diametrului epruvetei va crește raportul $\frac{Q_1}{Q_2}$, prin urmare va crește temperatura reală la care are loc deformarea.

2. Faptul că toate epruvetele cu diametrul de 9,5 mm s-au rupt de lîngă umăr la 1 250°C arată că în timpul deformării s-a creat o mai mare diferență de temperatură de-a lungul acestor epruvete, în comparație cu cele de diametru 6,35 mm, ele rupîndu-se prematur. Deci, la epruvetele de diametru 9,5 mm numărul de rotații pînă la rupere ar fi putut fi mai mare decît al celor de diametru 6,35 mm, chiar și la temperatura de 1 250°C. Aceasta arată că, în afară de variația diferită a temperaturii în timpul deformării epruvetelor de diametre diferite, prin mărirea diametrului epruvetei pot fi introduși și alți factori care influențează ruperea epruvetelor [6].

Din figura 4 reiese că raportul $n : l$ descrește ușor cu creșterea raportului $l : d$ (luînd ca bază epruveta cu $l = 25$ mm). Singurul motiv care contribuie la această descreștere este neuniformitatea deformării de-a lungul epruvetei (pentru o viteză de deformare dată).

Neuniformitatea deformării pare să crească cu creșterea raportului $l : d$, datorită a trei cauze :

a) Oricît ar fi de bune instalațiile de încălzire, prin creșterea raportului $l : d$ va crește posibilitatea existenței unei diferențe mai mari de temperatură de-a lungul epruvetei, chiar înainte de începerea deformării (o astfel de diferență apare în timpul deformării) ;

b) Prin creșterea raportului $l : d$ va crește posibilitatea existenței porozităților și a incluziunilor pe anumite porțiuni de-a lungul epruvetei, porțiuni care sînt mai puțin rezistente și au o deformabilitate mai redusă decît restul materialului ;

c) Deformarea poate atinge un grad mai mare în locul unde se produce ruperea, în comparație cu oricare alt loc. Acest fapt va contribui la creșterea numărului de rotații pînă la rupere pe unitatea de lungime mai mult pentru epruvete scurte și invers.

În experiențele efectuate epruvetele s-au rupt de lîngă umăr destul de des în și lîngă domeniul de transformare $\alpha \rightleftarrows \gamma$ și între 1 100 și 1 250°C. O singură explicație a putut fi găsită pentru ambele domenii de temperatură : diferența de temperatură de-a lungul epruvetei, care apare în timpul deformării.

În și lîngă domeniul de transformare $\alpha \rightleftarrows \gamma$, unde rezistența la deformare și deformabilitatea se schimbă brusc cu variația temperaturii, ruperea apare mai întîi acolo unde deforma-

bilitatea este mai mică (considerînd variația mică în rezistență) sau unde rezistența este mai mică și deformarea are loc local cu un grad mai mare de deformare (considerînd variația mică a deformabilității). Întrucît de-a lungul epuvetei apare o diferență de temperatură în timpul deformării, condițiile de mai sus se creează deseori lîngă umăr unde apare deci ruperea.

În domeniul 1 100 — 1 250°C, datorită diferenței de temperatură de-a lungul epruvetei, apare o diferență în distribuția efortului axial pe secțiunea acesteia lîngă umăr și la mijlocul ei [6]. Pentru materialele cu deformabilitate ridicată ruperea nu va începe la mijlocul epruvetei, unde deformarea prin torsiune este mai mare, ci spre umăr, în secțiunea unde combinația dintre efortul tangențial (datorită torsiunii) și efortul axial de tracțiune (apărut în timpul torsiunii) devine critică. Această rupere începe de obicei de la interior. Deoarece acest tip de rupere depinde de distribuția efortului axial pe secțiune — lîngă umăr și la mijlocul epruvetei — care depinde la rîndul ei de diferența de temperatură de-a lungul epruvetei, rezultă că cu cît este mai mare această diferență de temperatură în prezența unei forțe axiale de tracțiune, cu atît mai mare va fi și posibilitatea apariției ruperii lîngă umăr. Deoarece diferența de temperatură poate crește la viteze de deformare mari și la un număr de rotații pînă la rupere ridicat, înseamnă că acest tip de rupere apare numai în aceste condiții de încercare și pentru materiale la care apare în timpul deformării o forță axială de tracțiune relativ mare. Pentru unele oțeluri această rupere poate avea loc între 1 100 și 1 250°C, deoarece :

— creșterea temperaturii în timpul deformării este posibilă din cauză că materialul are încă o rezistență relativ ridicată și cere o energie mare pentru deformare, care se transformă (parțial) în căldură; un efort axial de tracțiune este prezent cu o valoare mare $\left(\frac{\sigma}{\tau} \to 0{,}4\right)$;

— prin creșterea temperaturii are loc — de obicei — o creștere bruscă a deformabilității, prin urmare, la mijlocul epruvetei, unde temperatura este mai ridicată și deformabilitatea poate avea o valoare mult mai mare decît lîngă umăr.

Între 900 și 1 100°C, unde forța axială este relativ mică în raport cu momentul de torsiune și nu sînt prezente transformări de fază, deformarea se produce destul de uniform de-a lungul epruvetelor, ruperea producîndu-se la întîmplare.

În figura 5 se arată trei epruvete care s-au rupt în cele trei feluri diferite prezentate mai sus. Epruveta din figura 5, *a* a fost deformată la 800°C, ruperea începînd de lîngă umăr în ambele părți. Epruveta din figura 5, *b* a fost deformată la 950°C, deformarea fiind destul de uniformă de-a lungul ei, ruperea producîndu-se simultan din mai multe locuri. Epruveta

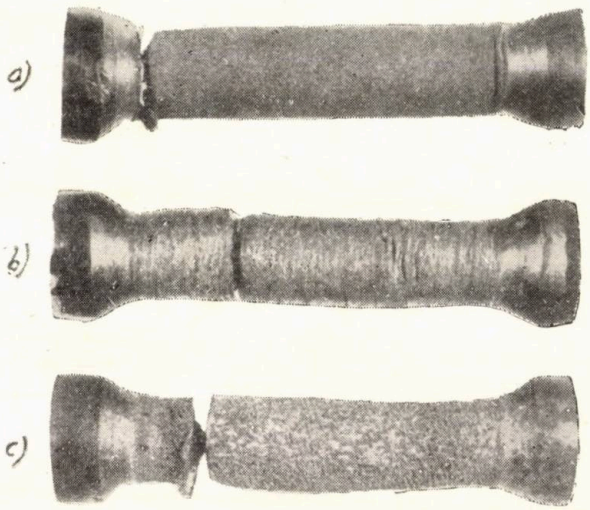


Fig. 5

din figura 5, *c* a fost deformată la 1 150°C ; după o schimbare a formei * ruperea a început într-o secțiune apropiată de umăr.

Ținîndu-se seamă de caracterul ruperii în domeniul de transformare $\alpha \rightleftarrows \gamma$ și între 1 100 și 1 250°C, reiese că aprecierea deformabilității este influențată de raportul $l : d$; cu cît acest raport este mai mic, cu atît se va putea face o apreciere mai precisă a deformabilității măsurate prin încercarea de torsiune. Întrucît marginile porțiunii deformabile a epruvetei sînt influențate într-o oarecare măsură de restul epruvetei, micșorarea raportului $l : d$ ar duce la prea multe erori de altă natură. De aceea, pe baza experiențelor efectuate se consideră potrivit raportul $l : d \approx 4$.

Concluzii

Prin mărirea diametrului epruvetelor numărul de rotații pînă la rupere crește dacă viteza de deformare și raportul $l : d$ se mențin constante. Principalii factori care contribuie la această creștere par să fie următorii :

a) Creșterea temperaturii reale de încercare în timpul deformării cu intensitate mai mare, pentru epruvetele cu diametru mai mare, și mai mică, pentru cele cu diametru mai mic ;

b) Deformabilitatea materialului în partea exterioară a epruvetelor (confecționate din bare laminate) este mai mare decît la partea interioară.

---

* Cauzele schimbării formei epruvetei în timpul deformării sînt arătate pe larg în lucrarea [6].

Prin varierea raportului $l : d$ (menţinînd constante viteza de deformare şi diametrul epruvetei) nu va avea loc o variaţie pronunţată a raportului $n : l$ în condiţii normale de deformare. Totuşi, datorită neuniformităţii în deformare de-a lungul epruvetei, ca o consecinţă a neuniformităţii temperaturii şi a compoziţiei materialului, raportul $n : l$ se poate aştepta să scadă o dată cu creşterea raportului $l : d$.

În domeniul de transformare $\alpha \rightleftarrows \gamma$ (şi cu o mai mică intensitate în domeniul 1 100—1 250°C) în care epruvetele se rup (prematur) lîngă umăr, prin schimbarea raportului $l : d$ se pot obţine variaţii mari la raportul $n : l$.

Deoarece atît diametrul cît şi raportul $l : d$ al epruvetelor au influenţă asupra raportului $n : l$ (deci asupra deformabilităţii măsurate), la aprecierea deformabilităţii unui material oarecare, mai ales cînd aceasta urmează să fie comparată cu cea a altor materiale, va trebui ţinut seamă de dimensiunile epruvetei şi de modul cum are loc ruperea de-a lungul părţii deformabile a acesteia, făcîndu-se corecţiile necesare (deocamdată aproximativ).

BIBLIOGRAFIE

[1] Gubkin S. I. *Plasticeskaia deformaţia metallov.* Moscova, Metallurghizdat, 1960.

[2] William S. T. şi Hall H. F. *The effect of Specimen Size on Tensil Properties of course Grained Medium Carbon Steel al Low Temperature.* J. Iron and Steel Inst., v. 193, 1959.

[3] Nicholson A. Hot *Workabilily Testing of Steels.* Iron and Steel, iunie-iulie, 1964.

[4] Hughes D. E. R. *The Hot Torsion Test for Assesing Hot-working Properties of Metals.* J. Iron and Steel Inst., v. 170, 1952.

[5] Reynolds R. A. şi Tegart Mc G. *The deformation of some pure Irons by High Speed Torsion over the Temperature Range 700—1 250°C.* J. Iron and Steel Inst., v. 200, 1962.

[6] Drăgan I. *Contribuţii la studiul deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii.* Disertaţie, Institutul politehnic — Cluj, 1965.

Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti.

Cercetări de laborator privind stabilirea unor electroliţi de nichelare lucioasă cu viteze mari de depunere

Ing. ALICE GRÜNBERG şi ing. A. RĂDOI
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

CZ 669.248.7

RECHERCHES DE LABORATOIRE POUR RÉALISER DES ÉLECTROLYTES DE NICKELAGE LUSTRÉ À GRANDE VITESSE DE DÉPÔT

On expose les résultats des recherches à l'échelon des laboratoires et à l'échelon demi-industriel exécutées dans le but de réaliser des électrolytes de nickelage lustré à grande vitesse de dépôt.

Pour obtenir le lustre et le nivellement du dépot de nickel on a eu recours à l'action conjuguée de deux ou plusieurs composés organiques choisis dans des classes différentes de combinaison.

On a cherché à déterminer la vitesse de dépôt, le rendement du courant, la capacité de dispersion du lustre, le pouvoir de nivellement des rugosités, la stabilité des électrolytes et l'influence des impuretés.

Pour les dépôts réalisés avec les électrolytes examinés on a étudié l'aspect du dépôt (le lustre), l'adhérence, la porosité, la ductilité et la résistance à la corrosion.

On a établi le mode de régénération des électrolytes.

Pour la phase demi-industrielle on a indiqué les caractéristiques des outillages requis par le nickelage lustré.

On montre finalement les avantages économiques offerts par le procédé de nickelage lustré recommandé.

EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS REGARDING NICKEL-PLATING ELECTROLYTES WITH HIGH DEPOSITION SPEEDS

The paper presents results of investigations on laboratory and pilot-scale performed in view to obtain electrolytes for bright lustre nickel plating , with high deposition speeds.

To obtain bright lustre and smooth surface of coating, combined action of two or more organic compounds, of different classes, was used.

Experiments involved estimation of deposition speed, of current efficiency, of lustre dispersion capacity, of uneveness smoothing power, of electrolyte stability and of impurity influence.

Aspect of deposition (lustre), adherence, porosity, ductility and resistance towards corrosion were investigated for all electrolytes under consideration.

Possibilities of regeneration for nickel plating electrolytes are established.

Characteristics of required equipment for bright lustre nickel plating on pilot-scale are indicated.

In the end, economic advantages of bright lustre nickel plating are emphasized.

În lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor în fază de laborator şi a încercărilor de nivel semiindustrial efectuate pentru stabilirea unor electroliţi de nichelare lucioasă, permiţînd aplicarea unor densităţi de curent (catodice) de 5 — 7 A/dm², pentru băi statice, şi de 1 — 2 A/dm², pentru tamburi.

Obţinerea unor depuneri de nichel lucioase, direct din baia de galvanizare, se realizează prin adăugarea în electrolit a unor agenţi de luciu, care influenţează asupra structurii depunerii [1].

Pentru realizarea unor viteze mari de depunere, s-a lucrat cu electroliţi avînd concentraţia ridicată în nichel (58 — 68 g/l Ni), folosindu-se totodată agitarea barei catodice şi încălzirea electrolitului la o temperatură de 45—55°C.

Încercări de laborator

În cadrul lucrărilor de laborator s-au cercetat o serie de electroliţi de nichelare lucioasă, obţinuţi prin adăugarea la electrolitul de nichelare clasic, de tip Watt [2], a unor adaosuri de luciu şi a unui agent antipitting. Componenţii de bază folosiţi pentru prepararea electrolitului de nichelare, de tip Watt, au fost: 280 — 330 g/l sulfat de nichel, 35 — 38 g/l clorură de sodiu şi 35 — 42 g/l acid boric.

Pentru a obţine efectul de luciu şi de nivelare a depunerii de nichel, s-a folosit acţiunea conjugată a doi sau mai mulţi compuşi organici, din diferite clase de combinaţii [3], [4,] [5]: zaharină cu furfurol, paratoluen sulfamidă cu cumarină, sarea de sodiu sau de nichel a acidului beta naftalin sulfonic cu fuxină redusă. S-au încercat, de asemenea, electroliţi conţinînd mai mulţi agenţi de luciu: unul avînd agent de luciu paratoluen sulfonamidă, cumarină, beta naftalin sulfonat de sodiu şi fuxină redusă şi altul conţinînd zaharină, cumarină şi oxichinolină.

Pentru înlăturarea porozității s-a folosit sulfatul de lauril conținut ca agent activ în perlanul alb. S-a utilizat, de asemenea, în acest scop, agitarea barei catodice.

celula Hull, alegîndu-se concentrațiile optime ale componenților. Pentru electroliții studiați s-a determinat viteza de depunere, randamentul de curent, capacitatea de dispersie, din punct

Tabela 1

Nr. electrolit / Concentrația, g/l	1	2	3	4	5	6
$NiSO_4 \cdot 7H_2O$	300–330	300–330	300–330	300–330	300–330	300–330
NaCl	35–38	35–38	35–38	35–38	35–38	35–38
H_3BO_3	35–42	35–42	35–42	35–42	35–42	35–42
$MgSO_4 \cdot 7H_2O$	10–15	—	—	—	—	—
Zaharină	3–5	—	—	—	3	—
Furfurol	0,2–0,5	—	—	—	—	—
Oxichinolină	—	—	—	—	0,1	—
Paratoluen sulfonamidă	—	1–1,5	—	—	—	1
Cumarină	—	0,5–0,6	—	—	0,5	0,5
Betanaftalin sulfonat de sodiu	—	—	2	—	—	—
Betanaftalin sulfonat de nichel	—	—	—	2–3	—	2
Fuxină redusă	—	—	0,005	0,0075–0,0100	—	0,0050–0,0075
Perlan alb	—	0,005–0,010	0,02–0,10	0,05–0,10	0,05–0,10	0,5–0,10

Rețetele electroliților de nichelare încercați sînt date în tabela 1, iar condițiile de lucru, în tabela 2.

Pentru a compara aspectul acoperirilor de nichel, obținute la diferite densități de curent din diferiți electroliți, s-au făcut încercări în

de vedere al luciului, stabilitatea electroliților și influența impurităților, precum și puterea de nivelare a rugozităților. Pentru depunerile obținute din electroliții studiați s-a cercetat, în afară de aspectul depunerii (luciu), aderența, porozitatea, ductilitatea și rezistența la coroziune.

Tabela 2

Electrolit nr.	1	2	3	4	5	6
*p*H	5–5,2	5–5,5	4,5	4,5	4	3
Densitate de curent catodică, A/dm^2	2–4	2–4	3–5	5–7	2–3	5–7
Densitate de curent anodică, A/dm^2	1–2	1–2	1–2	1–2	1–2	1–2
Temperatura, °C	45–50	50–55	45–50	45–50	45–50	50–55
Agitare	deplasarea barei catodice	deplasarea barei catodice	deplasarea barei catodice	deplasarea barei catodice	deplasarea barei catodice	deplasarea barei catodice
Filtrare	continuă	continuă	continuă	continuă	continuă	continuă

În figura 1 se dă variaţia aspectului depunerii de nichel în celulă Hull, la 50°C şi 2A, cu agitare, pentru diferiţi electroliţi (fig. 1, *a* — electrolit nr. 1; fig. 1, *b* — electrolit nr. 2; fig. 1, *c* — electrolit nr. 3). În cazul electrolitului nr. 1,

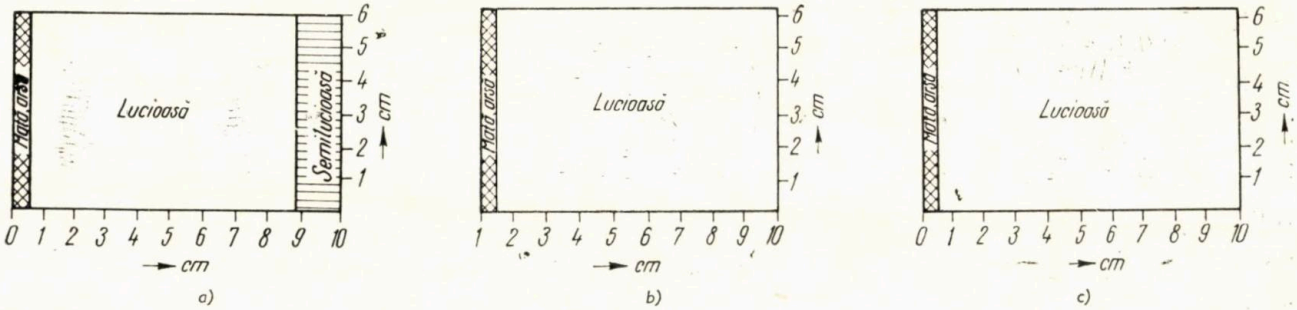


Fig. 1

conţinînd ca agenţi de luciu zaharină şi furfurol, aspectul depunerii este semilucios pentru densităţi de curent mici. La densităţile de curent cuprinse între 2 şi 5 A/dm² (intervalul de lucru), aspectul depunerii este lucios pentru toţi electroliţii cercetaţi; peste 10 A/dm², depunerea devine mată şi arsă.

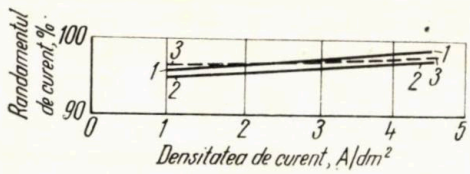


Fig. 2

În figura 2 (cifrele indică numărul electroliţilor) este redată variaţia randamentului de curent cu densitatea de curent, iar în figura 3, variaţia vitezei de depunere cu densitatea de curent.

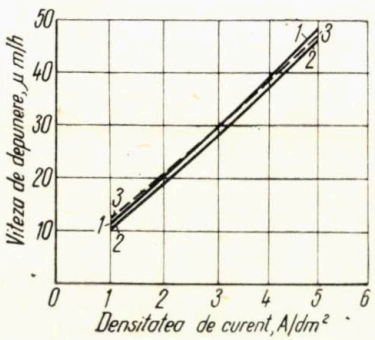


Fig. 3

S-a văzut că pentru aceeaşi densitate de curent şi pentru aceeaşi temperatură, randamentul de curent şi viteza de depunere nu diferă prea mult pentru electroliţii avînd aceeaşi reţetă de bază dar agenţi de luciu diferiţi.

Variaţia capacităţii de dispersie a electroliţilor cu densitatea de curent este ilustrată în figura 4.

Capacitatea de acoperire a electroliţilor s-a determinat pentru o densitate de curent de 4 A/dm² şi pentru o temperatură de 50°C. Notînd marginea apropiată de anod a catodului cu 0, iar porţiunea îndoită cu 10 (porţiunea verticală a catodului considerîndu-se de la 10 la 20 cm), s-a arătat variaţia aspectului depunerii pentru diferiţi electroliţi (fig. 5, *a* — electrolit nr. 1; fig. 5, *b* — electrolit nr. 2; fig. 5, *c* — electrolit nr. 3). Se constată că electrolitul nr. 1 are tendinţă mai accentuată de a forma pitting, în schimb, la electrolitul nr. 2 s-a

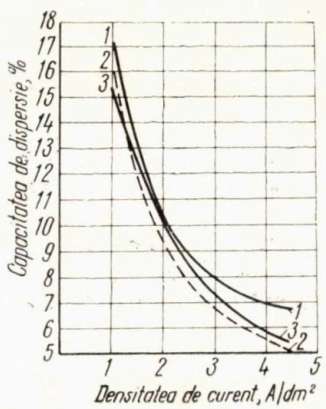


Fig. 4

ecranat porţiunea în dreptul unghiului format de catod.

Aspectul optim al depunerii s-a obţinut din electrolitul nr. 3.

Dispersia, din punct de vedere al luciului, se îmbunătăţeşte în cazul agitării electrolitului; s-a constatat că pentru electrolitul nr. 4 este mai bună decît pentru electrolitul nr. 3, deci este mai bună în cazul înlocuirii naftalin sulfonatului de sodiu cu naftalin sulfonat de nichel.

Electrolitul nr. 6 (cu o compoziţie mai complexă) dă depuneri avînd un aspect similar cu cel obţinut din electrolitul nr. 3, în timp ce

electrolitul nr. 5 dă depuneri cu un pitting mai pronunțat.

S-au făcut determinări ale puterii de nivelare [6] pentru electroliții de nichelare lucioasă, măsurîndu-se rugozitatea epruvetelor înainte și după depunere, cu ajutorul perthometrului, un aparat de măsurare prin palpare a secțiunii profilului suprafeței.

În tabela 3 [3] se dau valorile rugozităților maxime R_a și medii R_t și scăderea lor (respectiv ΔR_a și ΔR_t) cu creșterea grosimii stratului de nichel. Valorile pentru R_t din paranteză se

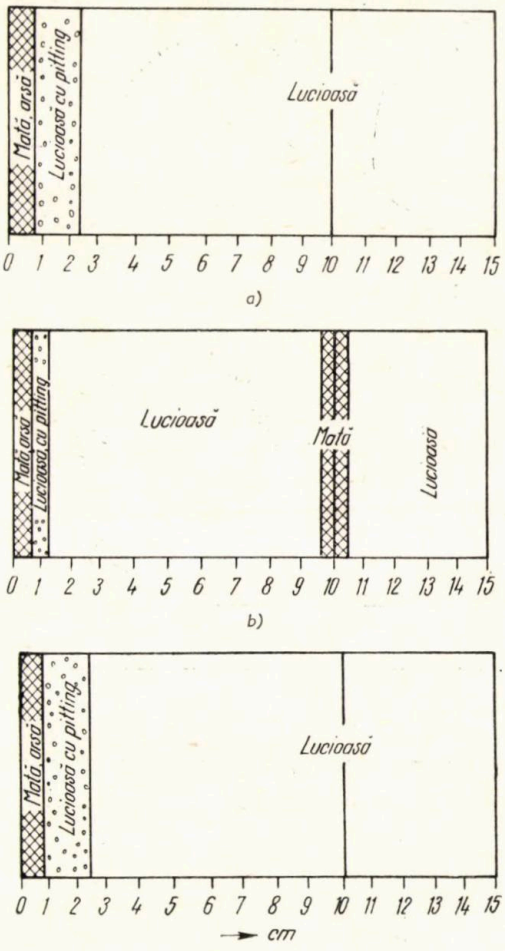


Fig. 5

referă la rugozitatea înainte de depunere, celelalte, la rugozitatea după depunere. Electroliții nr. 1, 2 și 3 sînt cei prezentați în tabela 1, iar electrolitul Rovac este electrolitul utilizat la „U.R.E.M.O.A.S.".

În interpretarea valorilor obținute pentru R_a și R_t trebuie să se țină seamă de faptul că măsurarea nu se poate face în același punct al suprafeței înainte și după depunere.

Astfel se explică de ce epruvete care prezintă pe diagramă o nivelare aproape completă a denivelărilor ca, de exemplu, epruveta 77, acoperită în electrolitul nr. 1, sau epruveta nr. 34, acoperită în electrolitul Rovac, nu au dat la măsurarea lui R_a și R_t valori mult mai mari, în comparație cu alte probe.

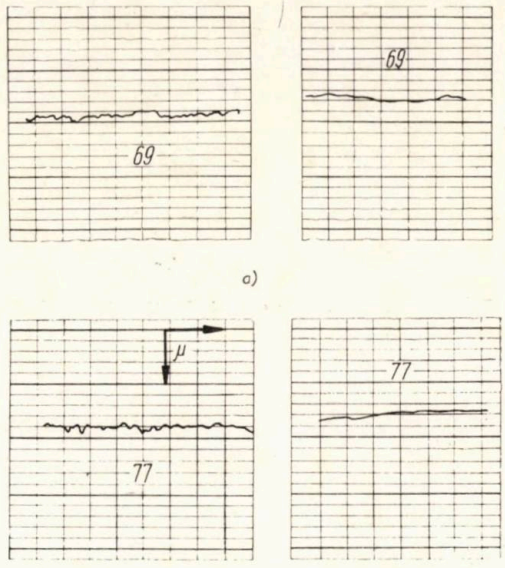


Fig. 6

De asemenea, privind profilul suprafeței probei nr. 34 se observă că după acoperirea cu nichel, rugozitățile mici au dispărut dar a rămas linia curbă a profilului, care face ca media rugozității să nu varieze prea mult.

În consecință, compararea aspectului profilului suprafeței metalice, înainte și după de-

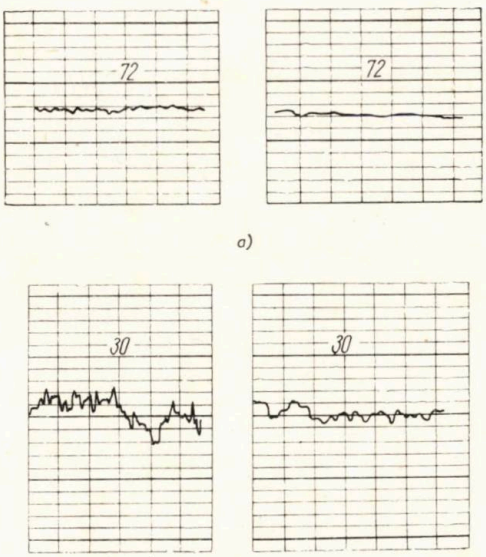


Fig. 7

punere, este mai concludentă decît valorile obținute pentru ΔR_a și ΔR_t.

În figurile 6, 7, 8 și 9 se vede variația microprofilului suprafeței după depunerea nichelu-

Tabela 3

Grosimea stratului, µm	Rugozitate mică				Grosimea stratului, µm	Rugozitate mică			
	R_a	ΔR_a	R_t	ΔR_t		R_a	ΔR_a	R_t	ΔR_t
	Electrolit nr. 1					Electrolit nr. 2			
6	(0,4) 0,38	0,02	(2,8) 2,1	0,6	5	(0,45) 0,40	0,05	(2,7) 2,3	0,40
	(0,5) 0,48	0,02	(2,3) 1,8	0,5	8	(0,55) 0,48	0,07	(3,4) 2,2	1,2
8,4	(0,48) 0,41	0,06	(2,9) 1,4	0,5	9	(0,56) 0,43	0,13	(2,3) 2,3	0
10	(0,48) 0,45	0,03	(2,7) 2,3	0,4	15,4	(0,40) 0,35	0,05	(3,1) 1,2	1,8
13	(0,48) 0,4	0,08	(2,3) 2,0	0,3	30	(0,50) 0,48	0,02	(2,2) 2,0	0,2
	(0,50) 0,4	0,10	(2,1) 1,5	0,6	Rugozitate mare				
	(0,38) 0,25	0,13	(1,5) 1,1	0,4	8	(1,2) 1,1	0,1	(7,4) 6,8	0,6
14	(0,42) 0,3	0,12	(3,0) 1,5	1,5	14	(1,4) 1,2	0,2	(7,4) 4,6	2,8
19	(0,45) 0,3	0,15	(2,2) 0,9	1,3	15	(1,2) 0,93	0,27	(8,4) 4,0	4,4
Rugozitate mare									
5	(1,2) 0,9	0,3	(7,4) 4,1	3,3					
Electrolit nr. 3					Electrolit Rovac				
8	(0,45) 0,45	0	(2,3) 2,0	0,30	9	(0,45) 0,38	0,07	(2,6) 1,4	1,2
16	(0,47) 0,35	0,12	(1,6) 1,2	0,20	10	(0,40) 0,40	0	(2,4) 1,0	0,8
35	(0,42) 0,46	0,04	(2,5) 1,9	0,60	16	(0,45) 0,45	0	(2,2) 1,8	0,4
Rugozitate mare					40	(0,40) (0,28	0,12	(2,8) 1,2	1,6
10	(1,5) 1,2	0,3	9 6,8	2,2					
14	(1,35) 1,1	0,25	(8,9) 7,3	1,6					

lui din electrolitul nr. 1, 2, 3 (fig. 8) şi electrolitul Rovac (fig. 9). Se vede că puterea de nivelare a electrolitului nr. 1 este mai apropiată de cea a electrolitului Rovac.

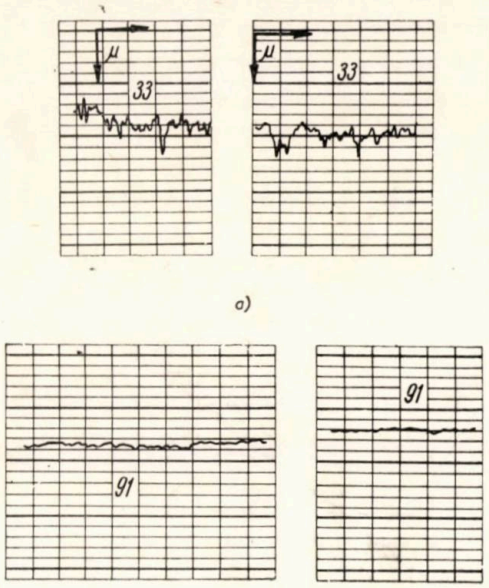


Fig. 8

S-a determinat influenţa impurităţilor asupra electroliţilor de nichelare prin încercări în celula Hull [3].

S-a studiat influenţa cuprului în concentraţii cuprinse între 0,01 la 0,1 g/l. Limita admisă de cupru în electrolit este de 0,05 g/l. La 0,07 g/l scade luciul la densităţi de curent mici, depunerea devine zgrunţuroasă şi apare pitting.

Fierul s-a introdus în soluţie în concentraţii variind între 0,1 — 0,5 g/l. S-a constatat că se poate admite un conţinut în fier de 0,2 — 0,3 g/l. La 0,4 g/l depunerea începe să se mătuiască la densităţi de curent mari (5 A/dm²) şi mici (1 A/dm²), devine rugoasă şi prezintă pitting.

Prezenţa zincului nu se admite în baia de nichelare; chiar la concentraţii mici (0,02 g/l) depunerea începe să se mătuiască la densităţi de curent mici (1 A/dm²). Limitele admisibile de impurităţi sînt valabile pentru toţi electroliţii studiaţi. Determinarea porozităţii acoperirilor de nichel s-a făcut pe epruvete de oţel, depunîndu-se nichelul direct pe oţel. S-a constatat că pentru o depunere de 7 — 10 μm grosime, apar 1 — 2 pori pe cm², pentru toţi electroliţii cercetaţi cu excepţia electrolitului nr. 6 la care apar 2 — 3 pori/cm². La grosimi ale stratului de nichel de peste 10 — 12 μm nu mai apar deloc pori.

Aderenţa acoperirilor de nichel este bună pentru o acoperire de 15 — 30 μm, pentru electroliţii cercetaţi.

Determinarea rezistenţei la coroziune s-a făcut pentru straturi combinate de Cu-Ni-Cr, depuse pe epruvete de oţel de 1 dm² suprafaţă. Depunerea cromului s-a făcut dintr-o baie de tip SRHS. S-au depus 10 — 20 μm de cupru, 20 — 25 μm de nichel şi 0,5 μm de crom, astfel că grosimea finală a acoperirii a fost fie de 30 μm, fie de 40 μm. Depunerea de nichel s-a făcut din electroliţii indicaţi în tabela 1, la 4 A/dm² şi 50°C.

S-a încercat rezistenţa la coroziune prin metoda Corrodkote şi prin metoda expunerii în ceaţă salină. Probele supuse la camera de ceaţă salină au fost menţinute 14 cicluri, fără ca să apară puncte de coroziune sau suprafeţe corodate. Grosimea totală de 30 μm este deci suficientă pentru a rezista în condiţiile impuse de STAS (de max. 10 cicluri), pentru toţi electroliţii.

Rezultatele obţinute prin metoda de coroziune accelerată Corrodkote se dau în tabela 4. Dintre electroliţii examinaţi, cele mai bune depuneri din punct de vedere al rezistenţei la coroziune le dau electroliţii nr. 2, 3 şi 4. Urmează, în ordine descrescîndă, electroliţii nr. 6, 1 şi 5.

Din încercările efectuate s-a constatat că electrolitul nr. 1 trebuie regenerat cu 0,2 ml/l furfurol, după trecerea a 30 A h/l, şi cu 0,2 g/l zaharină, după 50 A h/l; electrolitul nr. 2 cu 0,1 g/l cumarină, după 20 A h/l, şi cu 0,2

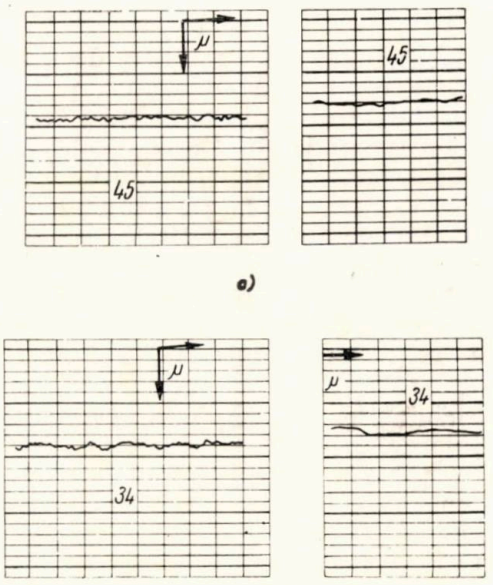


Fig. 9

g/l paratoluen sulfonamidă, după 25 A h/l; electrolitul nr. 3 cu 0,05 g/l fuxină redusă, după 15 A h/l, şi cu 0,2 g/l beta naftalin sulfonat de sodiu, după trecerea a 40 A h/l.

Tabela 4

Varianta		1		2		3–4		5	
Grosimea, µm		30	40	30	40	30	40	30	40
Comportare după cicluri	1	4 puncte	0,25 cm² + +1 punct	1 punct	nu	2 puncte	2 puncte	1 punct	0,25 cm² + +1 punct
	2	0,2 cm²	1,75 cm²	nu	nu	1 punct	2 puncte	2 puncte	0,25 cm² + +1 punct
	3	0,75 cm²	2 cm²	1 punct	1 punct	1 punct	2 puncte	2 puncte	0,5 cm² + +1 punct
	4	0,75 cm²	2,5 cm²	1 punct	1 punct	2 puncte	2 puncte	2 puncte	1 cm²
	5	0,75 cm²	2,5 cm²	1 punct	nu	2 puncte	2 puncte	1,2 cm²	1,25 cm²
	6	1 cm²	2,5 cm²	1 punct	nu	2 puncte	2 puncte	1,6 cm²	2 cm²
	7	1 cm²	2,5 cm²	1 punct	nu	2 puncte	2 puncte	1,6 cm²	3 cm²
	8	1 cm²	2,5 cm²	2 puncte	nu	3 puncte	2 puncte	2 cm²	3,5 cm²
	9	1 cm²	2,7 cm²	2 puncte	nu	3 puncte	2 puncte	2,25 cm²	5 cm²
	10	1,5 cm²	2,7 cm²	2 puncte	nu	3 puncte	2 puncte	2,25 cm²	5 cm²

Datele acestea fiind orientative, ele trebuie verificate prin încercări în celula Hull, în cazul în care se iau drept criteriu pentru regenerarea electroliților.

Încercări semiindustriale efectuate cu utilajele Institutului tehnologic pentru construcții de mașini

După studierea electroliților de nichelare lucioasă în condiții de laborator, prin încercări în celula Hull și în cuve cu o capacitate de 2 l, s-a trecut la cercetarea comportării lor în condiții semiindustriale, în băi de 80 l.

Pentru aceasta s-a lucrat cu piese de bicicletă livrate de uzina „6 Martie" — Zărnești. În vederea suspendării lor în baie s-au confecționat dispozitive corespunzătoare, care să asigure un contact electric rigid și o distanță minimă între piese de 50 mm, pentru a se evita ecranarea.

S-a căutat să se reproducă, pe cît posibil, condițiile de exploatare industriale, folosindu-se la prepararea electroliților materiale tehnice și apă de robinet. Ca sistem de agitare a barei catodice s-a folosit mișcarea de du-te-vino atît pe orizontală, cît și pe verticală.

Piesele acoperite din electrolitul nr. 1 au fost bune din punct de vedere al luciului și al nivelării. S-a lucrat cu agitarea barei catodice pe orizontală, obținîndu-se o dispersie a luciului corespunzătoare (fără ecranare), la o densitate de curent medie de 3 — 3,5 A/dm² și 2,5V. Datorită faptului că acest electrolit nu suportă agent antipitting (în cazul adăugării de perlan luciul depunerii scade), trebuie să se lucreze cu o filtrare perfectă, în caz contrar apărînd pitting pe piese. Regenerarea electrolitului cu furfurol s-a făcut cu 0,2 ml/l, la 24 h, ținînd seamă de pierderea prin evaporare a furfurolului.

În cazul electrolitului nr. 2 se obține, de asemenea, un aspect corespunzător al pieselor, din punct de vedere al luciului și al nivelării, lucrîndu-se la o densitate de curent de 3 — 4 A/dm² și la o tensiune de 2,5 V. Pentru a se evita ecranarea, s-a constatat că este mai avantajoasă agitarea pe verticală decît cea pe orizontală.

La regenerarea electrolitului cu agent antipitting trebuie adăugat perlanul cu precauție, deoarece un exces poate închide luciul depunerii. Regenerarea cu cumarină s-a făcut cu 0,1 g/l la 24 h, știind că și cumarina se pierde prin evaporare. Electroliții nr. 3 și 4 permit lucrul la densități de curent mai mari, fără a da naștere la pitting, datorită faptului că suportă o cantitate mai mare de agent antipitting decît electroliții nr. 1 și 2.

S-a constatat că eliminarea prin filtrare a impurităților mecanice din baie este, ca și în cazul celorlalți electroliți, o condiție necesară pentru obținerea unor depuneri lipsite de rugozitate și pitting.

Pentru a obține o dispersie bună a luciului, este mai avantajoasă agitarea barei catodice pe verticală, decît cea pe orizontală, spălarea pieselor de către electrolit fiind astfel mai uniformă.

Depunerile obținute din electrolitul nr. 4 sînt mai uniforme din punct de vedere al dis-

persiei luciului decît cele obținute din electrolitul nr. 3. Lucrînd în condițiile indicate, la densități de curent catodice cuprinse între 5 și 7 A/dm² și la o tensiune de 2,5 — 2,8 V, piesele acoperite din electrolitul nr. 4 prezintă un aspect corespunzător și pot trece direct la cromare.

Electrolitul nr. 6 dă depuneri similare din punct de vedere al luciului și al nivelării cu depunerile obținute din electrolitul nr. 4, lucrîndu-se în aceleași condiții de agitare, filtrare și densitate de curent. Dată fiind însă compoziția mai complicată a electrolitului nr.6, care îngreuiază regenerarea lui, este preferabilă utilizarea electrolitului nr. 4.

Trebuie menționat faptul că densitatea de curent anodică utilizată nu trebuie să depășească 1,5—2 A/dm², în caz contrar consumîndu-se nichelul din electrolit; se produce astfel o scădere a vitezei de depunere și arderea depunerii la densități mari de curent (catodice).

Lucrîndu-se cu electrolitul nr. 4, la o densitate de curent anodică de 7 — 8 A/dm², timp de trei zile, s-a constatat o scădere a concentrației $NiSO_4 \cdot 7H_2O$ de la 320 g/l la 300 g/l.

Electrolitul nr. 5 dă depuneri cu luciu și nivelare bune, dar prezentînd pitting, astfel că nu se poate utiliza în băi statice. Acest electrolit se pretează la acoperirea în tambur.

Caracteristicile utilajelor necesare pentru nichelarea lucioasă

Datorită gradului înalt de puritate care se cere electroliților de nichelare lucioasă, o atenție deosebită se acordă materialului pentru căptușirea cuvei. În ultimul timp polietilena cloro-sulfonată (de tip Hypalon) a căpătat cea mai largă utilizare ca material de căptușire, datorită absenței din material a unor compuși solubili în electrolit care să influențeze negativ calitatea acoperirilor. Hypalonul poate fi înlocuit cu cauciuc dur, cu P.V.C. sau cu plumb.

Sistemul de încălzire este preferabil să permită încălzirea electrolitului în afara cuvei de lucru propriu-zise, într-un schimbător de căldură instalat în circuitul de filtrare continuă a electrolitului. Ca material pentru schimbătorul de căldură se recomandă aliajele de Fe-Si, sticla rezistență la temperatură sau grafitul turnat.

Pentru realizarea agitării catodice se recomandă un mecanism de agitare pe verticală a barei catodice, cu o cursă de 80—100 mm și o viteză de 4 m/min.

Pentru filtrare se recomandă filtre cu talere, avînd o capacitate de filtrare de cel puțin 0,5 din volumul de electrolit din cuvă, în timp de o oră.

Considerații economice

Față de procedeul de nichelare mată, în procedeul de nichelare lucioasă intervin cîteva elemente care în primă instanță scumpesc costul acoperirii de nichel raportat la 1 m² de suprafață acoperită. Aceste elemente sînt: costul agenților de luciu; costul energiei electrice consumate pentru bascularea barei catodice și pentru pompele de filtrare; costul energiei calorice pentru încălzirea electrolitului și menținerea lui la temperatură.

Din calculul efectuat a rezultat că la acoperirea unui m² de suprafață cu nichel lucios procedeul se scumpește aparent cu 2,56 lei/m².

Față de avantajele pe care le prezintă acest procedeu, concretizate prin reducerea manoperei și a costurilor aferente șlefuirii nichelului mat, precum și eliminarea pierderilor de nichel prin șlefuire, avantajele nichelării lucioase devin evidente.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bellerova J. și Bertorelle E. *Comportarea chimică a adaosurilor în băile de nichelare.* Galvanotechnik, nr. 11, 1962, p. 544—549.

[2] Salauze J. *Traité de galvanoplastie.* Paris, 1956, p. 590—599.

[3] * * * *Studii și experimentări privind cuprarea, nichelarea și cromarea lucioasă în electroliții cu autoreglare, în scopul stabilirii unor rețete la nivelul tehnicii mondiale.* Studii și încercări de laborator, București, I.C.T.C.M., 1965, p. 18—20, 37—38, 75—79, 81—85.

[4] Braun H. *Agenți de adaos, utilizați în acoperirea lucioasă cu nichel.* Electroplating, nr. 1, 1962, p. 14—17.

[5] Bertorelle E. *Tratatto di galvanotehnica,* 1960, p. 350—390.

[6] Weiner E. *Nivelarea și egalizarea prin acoperiri galvanice.* Galvanotechnik, nr. 6, 1964, p. 365—373.

[7] Eisenberg. *Manualul proiectantului de uzină.* Vol. III, București, I.P.R.O.M.E.T.

Aspecte ale coroziunii oţelurilor inoxidabile feritice cu 16 — 18% Cr*

Chim. LIDIA BALABAN şi ing. MARIA PATRICIU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.14.018.8 : 620.193

ASPECTS DE LA CORROSION DES ACIERS INOXYDABLES FERRITIQUES À 16—18% DE CHROME

L'article examine l'influence qu'a l'alliage avec le titane et le molybdène de l'acier inoxydable ferritique à 16—18% de chrome sur la résistance à la corrosion intergranulaire.

Les épreuves de corrosion ont été exécutées selon les méthodes quantitatives dans des solutions de sulfate de cuivre acidulées avec de l'acide sulfurique (la solution Strauss), dans l'acide azotique concentré à la température d'ébullition et selon les méthodes électrochimiques.

Les recherches ont prouvé que l'alliage avec le titane ou le molybdène provoque la diminution de la vitesse de dissolution anodique, le déplacement du potentiel critique de passivation vers des valeurs plus électronégatives et la baisse de la valeur de la densité du courant de passivation.

L'acier inoxydable ferritique à 16—18% de chrome, allié au molybdène (environ 2%) et soumis à un traitement thermique à 800°C, s'est avéré résistant dans l'acide azotique concentré. Cet acier, sensibilisé, n'a pas résisté à la corrosion, dans la solution Strauss. Dans ce cas, l'alliage avec le titane amène l'amélioration de la résistance à la corrosion intergranulaire.

SOME ASPECTS REGARDING CORROSION OF FERRITE STAINLESSS STEEL WITH 16—18%CR

The paper investigates alloying influence of titanium and molybdenum on ferrite stainless steel with 16—18% Cr, as regards resistance to intergranular corrosion.

Corrosion studies were performed by quantitative methods in copper sulphate solutions acidulated with sulphuric acid (Strauss solution), in concentrated nitric acid solutions at boiling point and by potentiostatical methods in electrochemical solutions.

Investigations indicate that alloying with titanium and molybdenum leads to decrease in anodic dissolving speed, to displacement of critical passivation potential towards more electronegative values and to decrease in density of passivation current.

Ferrite stainless steel with 16—18% Cr, alloyed with about 2% Mo and heat-treated at 800 C dgr., proved to be resistant to concentrated nitric acid. The same steel, in sensitivated state, did not resist in Strauss solution. Alloying with titanium improves in this case resistance to intergranular corrosion.

Dintre numeroasele forme de coroziune a metalelor deosebit de periculoasă pentru viabilitatea instalaţiilor, a utilajelor şi a construcţiilor celor mai diferite este coroziunea intergranulară. Apariţia şi dezvoltarea acestui fenomen sînt de cele mai multe ori ascunse, devenind vizibile în momentul în care metalul îşi pierde proprietăţile sale mecanice caracteristice, deci în momentul avariei propriu-zise.

Majoritatea aliajelor tehnice ca şi multe alte aliaje care nu au căpătat încă o largă utilizare se dovedesc sensibile faţă de coroziunea intergranulară, necesitînd astfel şi justificînd cercetările numeroase întreprinse în scopul găsirii soluţiilor pentru reducerea sau înlăturarea totală a pericolului pe care-l reprezintă aceasta.

Cauzele care provoacă distrugerea metalelor la limita grăunţilor cristalini se referă atît la structura metalelor, cît şi la substanţele chimice care constituie mediul coroziv. Explicarea fenomenului însă este diferită de la metal la metal.

În cazul oţelurilor inoxidabile feritice sensibilizarea la coroziunea integranulară, după încălziri la temperaturi de peste 950°C, poate să fie după unii autori urmarea separării la limita grăunţilor a unei faze austenitice mai bogate în carbon şi mai sărace în crom [1]. Din unele lucrări reiese că austenita bogată în carbon devine suprasaturată în timpul răcirii, cu separarea la limitele cristalelor a carburilor de fier mai puţin rezistente la coroziune decît carburile de crom [1], [2]. Mai este posibil, după alţi autori, ca sensibilizarea la coroziune să fie cauzată de apariţia tensiunilor interne ca urmare a precipitării directe, la limita grăunţilor de ferită, a carburilor de crom [1], [2].

Îmbunătăţirea rezistenţei la coroziunea intergranulară a oţelurilor inoxidabile feritice cu 16 — 18% Cr poate fi realizată prin aplicarea unui tratament termic de revenire la 800°C [3],

* Lucrarea a fost comunicată la Conferinţa republicană de chimie fizică generală şi aplicată (2—5 sept. 1968, Bucureşti).

[4], [5], [6], prin scăderea conținutului de carbon sau prin alierea cu elemente stabilizatoare ca Ti, Nb sau Ta [1], [2].

Reducerea conținutului de carbon este legată de creșterea importantă a prețului de cost al oțelului, fără garanția deplinei rezistențe la aer, tratament aplicat după cel de revenire pentru sensibilizarea oțelului la coroziune.

În primul caz tratamentul termic a asigurat oțelurilor, indiferent de compoziția chimică, o structură ferito-martensitică fină, cu precipitări fine de carburi disperse și în șiruri la limita

Tabela 1

Nr. șarjă	Compoziția chimică, %							
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Mo	Ti
1	0,05	0,56	0,35	0,042	0,007	16,88	—	—
2	0,07	0,68	0,62	0,040	0,008	17,55	0,92	—
3	0,06	0,66	0,52	0,042	0,008	18,12	1,72	—
4	0,06	0,69	0,53	0,034	0,012	17,25	1,73	0,66
5	0,088	0,69	0,69	0,040	0,008	17,28	—	0,66

coroziunea intergranulară. Numai la 0,002% C în oțel nu s-au mai remarcat fenomene de coroziune, această limită fiind practic greu realizabilă. În mod obișnuit, conform normelor și standardelor existente, oțelul cu 16 — 18% Cr are un conținut mai mic decît 0,12% C.

Din cercetările efectuate în anii precedenți [6] s-a constatat că alierea cu titan, folosit frecvent ca element stabilizator în oțelul inoxidabil feritic cu 16 — 18% Cr, nu duce întotdeauna la rezultate satisfăcătoare.

Rezultatele obținute în ultimii ani la ICEM, confirmate și de datele din literatura de specialitate, relevă calitățile anticorosive importante pe care le imprimă molibdenul oțelurilor inoxidabile, în general, și rezistența la coroziunea intergranulară pe care o asigură oțelurilor inoxidabile de tip 18-8 și Cr-Mn-Ni-N, în special [7], [8] și [9].

În cadrul preocupării generale de producere în țară a unei game cît mai largi de oțeluri inoxidabile și de utilizare rațională a acestora, lucrarea prezentă și-a propus studierea posibilităților de imbunătățire a rezistenței la coroziune intergranulară a oțelului feritic cu16—18% Cr, prin alierea cu molibden și titan, oțel care în prezent se experimentează la Combinatul chimic—Făgăraș.

Materialul și metodica de cercetare. Oțelurile studiate au provenit din bare forjate din oțeluri elaborate la ICEM, în cuptorul de înaltă frecvență, cu o capacitate de 50 kg. Compoziția chimică a oțelurilor cercetate este redată în tabela 1.

Tratamentele termice aplicate înaintea încercărilor la coroziune au fost : recoacerea la 800°C timp de 2 h cu răcire în aer, tratament termic optim pentru obținerea unei structuri rezistente și recoacerea la 950°C timp de 2 h cu răcire în

grăunților cristalini (fig. 1 — structura oțelului din șarja 1, tratată termic la 800°C 2 h × 250 ; atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).

În al doilea caz tratamentul termic la 950°C a determinat apariția unei structuri feritice grobe, cu precipitări intense de carburi la limita grăunților cristalini (fig. 2 — structura

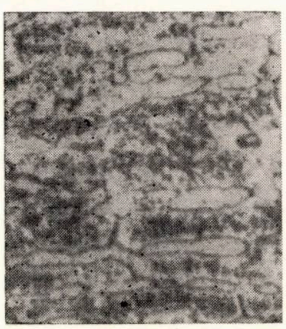


Fig. 1

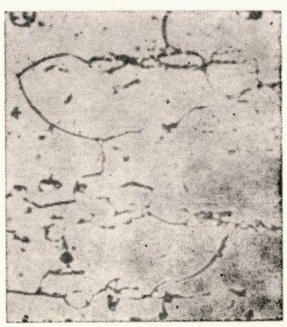


Fig. 2

oțelului din șarja 7, tratată termic la 800°C 2 h + 950°C 2 h, × 250 ; atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).

Determinarea rezistenței la coroziune s-a făcut în soluțiile clasice : în soluția Strauss (sulfo-cuprică) timp de 72 h, conform normei R S 42 — 64, în acid azotic concentrat, timp de 5 × 48 h, conform ASTM-A262 la temperaturile de fierbere și în soluție de acid sulfuric 1% la temperatura ambiantă, prin metoda potențiostatică.

În cazul cercetărilor electrochimice, diferența de potențial dintre electrodul de lucru și electrodul de calomel saturat a fost reglată printr-un potențiostat electronic tip PRT 20-2 Tacussel. Semnalul de ieșire al potențiostatului a fost reglat de un potențiometru helicoidal

montat la aparat (fig. 3 — schema instalației electrice pentru construirea curbelor de polarizare anodică prin metoda potențiostatică).

Dimensiunile probelor pentru încercările prin metode standardizate au fost de 80 × 20 × 2 mm,

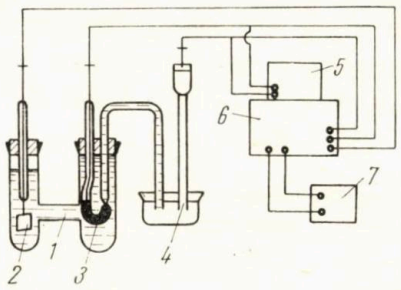


Fig. 3

iar cele pentru încercările electrochimice au avut o suprafață de lucru de 0,50 cm².

Rezultatele cercetărilor. După cum era de așteptat, toate oțelurile studiate (tabela 1) în soluția Strauss, în stare revenită la 800°C, au rezistat la coroziunea intergranulară. Sensibilizate la 950°C, încercate la coroziune în aceleași condiții, oțelurile s-au comportat diferențiat, acest fapt punîndu-se în evidență prin studii microscopice corespunzătoare. Astfel, oțelul din șarja 1 fără adaos de molibden și titan și oțelurile din șarjele 2 — 3 cu adaos de molibden în proporție de 0,92%, respectiv de 1,72% au corodat intergranular, așa cum reiese din microstructurile din figurile 4 (Coroziunea intergranulară a oțelului din șarja 1 încercat la coroziune după tratamentul la 800°C 2 h + 950°C 2 h × 250; atac electrolitic: anhidridă cromică 10%) și 5 (Coroziunea intergranulară a oțelului din șarja 2, încercat la coroziune după tratamentul termic la 800°C 2 h + + 950°C 2 h × 100).

Spre deosebire de primele trei oțeluri, celelalte două, din șarjele 4 și 5, au rezistat la proba de coroziune în soluția Strauss. Faptul este explicat prin prezența titanului, al cărui conținut, raportat la cel de carbon, corespunde legii care explică fenomenul de stabilizare.

Rezultatele obținute prin metoda determinării rezistenței la coroziune intergranulară în acid azotic sînt complet diferite de cele obținute prin prima metodă menționată mai sus. Astfel, deși tratate termic la 800°C (tratamentul care a asigurat rezistența tuturor oțelurilor în soluția sulfo-cuprică), cele două oțeluri aliate cu titan au corodat în soluția de acid azotic concentrat (fig. 6 — Coroziunea intergranulară a oțelului din șarja 5 încercat la coroziune în HNO_3 67% la temperatura de fierbere, 5 × 48 h, după tratamentul termic la 800°C, 2 h × 100.

Rezistente s-au dovedit numai oțelurile din șarja 1, fără molibden și titan, și din șarjele 2 și 3, aliate cu molibden.

Lipsa rezistenței la coroziune intergranulară a oțelurilor inoxidabile feritice cu titan, în condițiile tratamentului termic optim, se poate datora oxidării carburilor de titan existente la limita grăunților cristalini [7]. Sensibilizarea la 950°C a dus la pierderea rezistenței la coroziune intergranulară a oțelului din șarja 1 și la rezultate neconcludente în cazul oțelului cu molibden din șarja 3.

Fig. 4

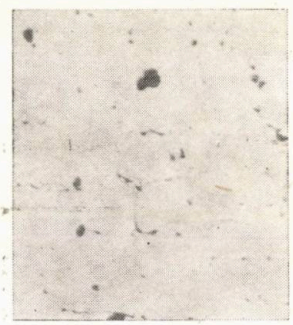


Fig. 5

Fig. 6

În general, s-a constatat că în acidul azotic concentrat rezistența oțelurilor inoxidabile feritice cu 16 — 18% Cr este foarte mult influențată de creșterea importantă a mărimii grăuntelui cristalin, indiferent dacă în compoziția chimică este prezent sau nu molibdenul.

Tabela 2

Nr. șarjă	Tratamentul termic, °C	Curentul critic de pasivare, i_p=mA/cm²	Viteza de coroziune, k = g/m²h	Potențialul de pasivare, mV	Conținutul Mo, %	Conținutul Ti, %
1	800 2h	5,4	1,423	—100	—	—
2	800 2h	3,4	5,131	—300	0,92	—
3	800 2h	1,7	1,142	—450	1,72	—
4	800 2h	0,67	5,694	—400	1,73	0,66
5	800 2h	3,70	5,341	—400	—	0,66

Problema utilității alierii oțelurilor studiate cu titan și molibden este susținută și de rezultatele obținute prin metoda de cercetare potențiostatică, care sînt apropiate de cele obținute în prealabil în acid azotic.

Prin studii electrochimice [10], [11], [12] s-a constatat că rezistența la coroziune a oțelurilor inoxidabile de tip 18 — 8 se îmbunătățește nu numai în stare pasivă dar și în stare activă. Rezultate asemănătoare s-au obținut și în cazul oțelurilor inoxidabile de tip Cr-Mn-Ni-N, studiate la ICEM.

La oțelurile inoxidabile feritice cu 16 — 18% Cr efectul elementelor de aliere, adică al molibdenului și al titanului, a fost mai pronunțat n domeniul activ al curbei de polarizare anodică unde s-au înregistrat variații însemnate ale densității curentului critic de pasivare i_p. Așa cum reiese și din figurile 7 (Curba de polarizare anodică a oțelului din șarja 1, tratat termic la 800°C, 2 h), 8 (Curba de polarizare anodică a oțelului din șarja 2, tratat termic la 800°C, 2 h) și 9 (Curba de polarizare anodică a oțelului din șarja 3, tratat termic la 800°C, 2 h), densitatea curentului critic de pasivare a oțelului fără adaos de molibden a scăzut de aproximativ două ori pentru un conținut de 0,92% Mo (șarja 2) și de aproximativ trei ori pentru un conținut de 1,72% Mo (șarja 3), adică de la 5,4 mA/cm² la 3,4 mA/cm² și respectiv 1,7 mA/cm² (tabela 2).

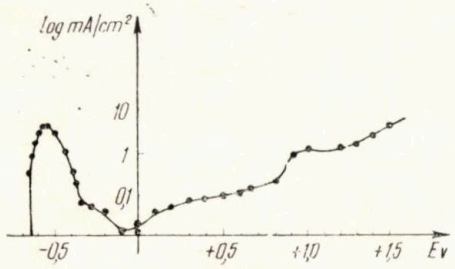


Fig. 7

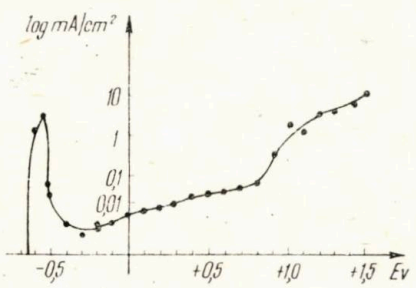


Fig. 8

De asemenea, în cazul alierii cu titan s-a înregistrat o scădere a valorii densității curentului critic de pasivare, și anume, de la 5,4 mA/cm², pentru oțelul fără titan, la 3,7 m A/cm², pentru oțelul cu 0,66% Ti (fig. 7 și 10) (Fig. 10 — Curba de polarizare anodică a oțelului din șarja 5, tratat termic la 800°C, 2 h).

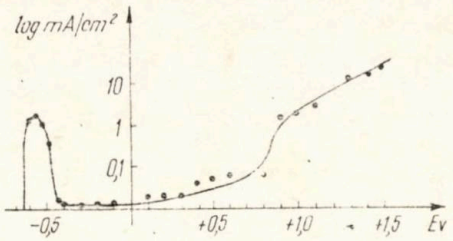


Fig. 9

S-au pus în evidență și valorile diferite ale potențialului critic de pasivare în funcție de adaosul de molibden sau de titan.

Astfel, prin alierea cu molibden (șarjele 2 și 3), potențialul critic de pasivare al oțelurilor respective s-a deplasat spre valori mai electronegative față de oțelul fără molibden (șarja 1), adică de la — 100 mV la — 300 și, respectiv, la — 450 mV. La oțelul cu titan (șarja 5) această deplasare a fost de pînă la — 400 mV (fig. 7 — 10).

În domeniul pasiv al curbei de polarizare anodice s-au înregistrat diferențe ale densității curentului de pasivare funcție de compoziția chimică diferită a oțelurilor, diferențe exprimate prin scăderea valorii curentului de

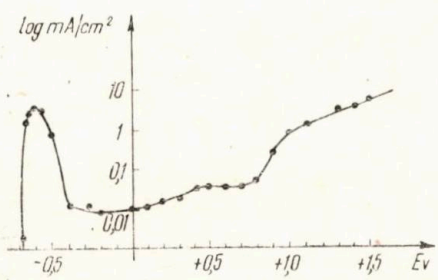


Fig. 10

pasivare în cazul alierii cu molibden sau cu titan. Astfel, pentru oțelul din șarja 1 curentul de pasivare a atins valori minime, de 0,018 mA/cm². Prin adaos de molibden sau titan acesta a scăzut la valori de ordinul 0,007 mA/cm².

La polarizări mai mari componentul stratului pasiv al oțelului Cr^{3+} începe să fie oxidat la ionul solubil Cr^{6+}, ceea ce determină distrugerea proprietăților protectoare ale stratului pasiv și o nouă dizolvare a oțelului. Trecerea în domeniul transpasiv a avut loc la valori ale potențialului de + 800 mV, indiferent de compoziția chimică a oțelului. Deplasarea prin polarizare (spre valori de potențial mai electropozitive) a dus la degajarea de O_2 pe suprafața electrodului de lucru.

Din studiile electrochimice reiese că alierea cu titan sau cu molibden duce la micşorarea vitezei de dizolvare anodice, la deplasarea potenţialului critic de pasivare spre valori mai electronegative şi la scăderea valorii densităţii curentului de pasivare.

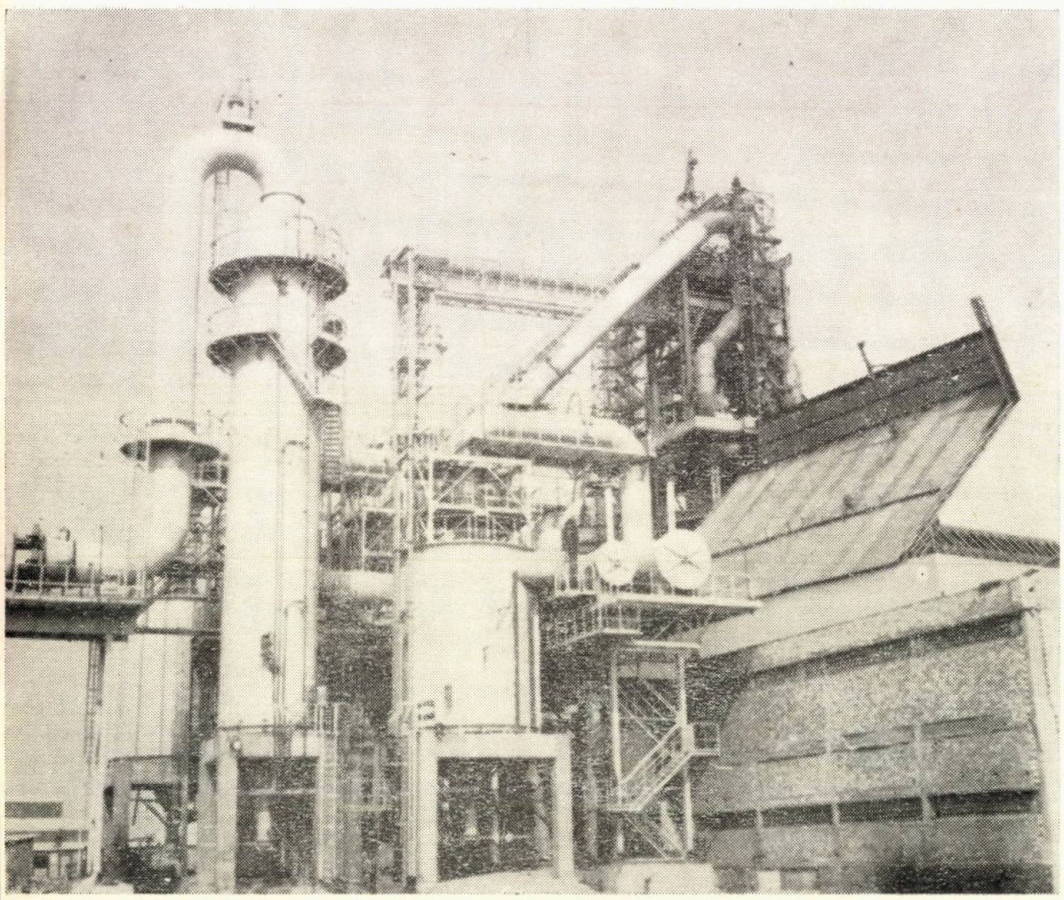
Ca urmare a rezultatelor obţinute cu privire la influenţa titanului şi a molibdenului asupra rezistenţei la coroziunea intergranulară a oţelurilor inoxidabile feritice cu 16 — 18% Cr, se poate aprecia că nici unul din elementele respective nu asigură în orice condiţii oţelul împotriva fenomenului de coroziune amintit.

Utilizarea oţelului inoxidabil feritic cu 16—18% Cr în mediul puternic oxidant pe care-l reprezintă acidul azotic concentrat necesită alierea cu circa 2% Mo atît pentru asigurarea rezistenţei la coroziunea intergranulară, cît şi a rezistenţei la coroziunea generală. În plus, oţelul trebuie supus tratamentului termic de revenire la 800°C.

În mediile reprezentate de soluţia Strauss, molibdenul îşi pierde eficienţa atunci cînd oţelul este folosit în stare sensibilizată. În acest caz numai stabilizarea cu titan poate îmbunătăţi rezistenţa la coroziunea integranulară a oţelurilor studiate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Colombier L. şi Hochman J. *Aciers inoxidables, aciers refractaires.* Paris, Dunod, 1965.
[2] Tomaşov M. D. *Teoria korozii zasciti metallov.* Moscova, Izd. Ak. Nauk, 1959.
[3] Himuşin F. F. *Nerajaveinşeie stali.* Moscova, Gas. Nauce Teh. Izd., 1963.
[4] Bäumel A. şi Carius C. Arhiv für das Eisenhüttenwessen, nr. 4, 1961.
[5] Wayne L. Wilcox. Metal Progress, nr. 8, 1964, p. 312.
[6] Bäumel A. Stahl und Eisen, vol. 84, nr. 13, 1964, p. 789.
[7] Biefer G. Y. şi Garrison J. G. *Dept. of. Miness and Tehnical Surveys (TB-74), Corrosion Abstracts,* vol. 5, nr. 6, 1965, p. 468.
[8] Lizlovs E. A. Corrosion 22, nr. 11, 1966, p. 279.
[9] Colombier L. La Métallurgie et la Construction mecanique, nr. 2, 1957, p. 105.
[10] Cihal V. şi Prazak M. Journal of Iron and Steel Institute, vol. 193, nr. 4, 1959, p. 360.
[11] Edeleanu C. Journal of Iron and Steel Institute, vol. 188, nr. 2, 1968, p. 122.
[12] Pospisil R. *Anticorosni a Zamozdorne oceli.* SNTL, Praga, 1956.



Combinatul siderurgic — Galaţi.
Furnalul de 1 700 m³.
Epurarea gazelor.

Reglarea automată a debitului de gaz metan în funcţie de debitul de aer la furnalele de la Combinatul siderurgic — Reşiţa

Ing. A. DIJMĂRESCU şi J. JOCHMAN
Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 669.162.267.4 : 662.69

LE RÉGLAGE AUTOMATIQUE DU DÉBIT DE MÉTHANE EN FONCTION DU DÉBIT D'AIR DANS LES HAUTS FOURNEAUX DU COMBINAT SIDÉRURGIQUE DE REŞIŢA

Le réglage automatique du rapport air-méthane a été résolu par l'emploi d'une installation de réglage non utilisée.

La mise au point de cette installation et son fonctionnement ininterrompu pendant un long espace de temps ont permis de tirer la conclusion que la consommation de méthane est plus rationnelle, étant en concordance avec les paramètres de l'air. Bien plus, on a éliminé l'apparition éventuelle de certains dérangements dûs au dosage erroné du méthane dans l'air chaud.

Il reste à résoudre le fait que pour les petits débits d'air le débit de méthane ne peut être réglé de manière satisfaisante, ce qui s'explique en considérant que dans ce domaine le compteur de débit ne présente aucune linéarité.

AUTOMATIC CONTROL OF METHANE FLOW FUNCTION OF AIR FLOW FOR BLAST FURNACES IN STEEL PLANT REŞIŢA

Automatic control of air/methane ratio was achieved with instruments from a spare control device.

Tuning of equipment and lasting, uninterrupted running, allowed to state that — under these conditions — methane has a more rational consumption, in agreement with air parametra. Besides, possibility of out-of-order situations, due to an inadequate methane amount in hot blast, was removed.

However, for small air flows, methane flow does not adjust, flow meter having in this range a non-linear curve. Though expected, this problem was left unsettled as yet.

Tendinţa de reducere continuă a consumului specific de cocs la furnale a dus la introducerea şi perfecţionarea unor metode cu grad de aplicabilitate diferit de la o uzină la alta, în funcţie de condiţiile specifice de lucru.

La Combinatul siderurgic — Reşiţa, pe lîngă alte metode, insuflarea adaosurilor combustibile în creuzetul furnalelor a constituit o preocupare permanentă. Experimentări de introducere a gazului metan au fost efectuate încă înainte de modernizarea furnalelor, fără să se obţină însă rezultate care să justifice din punct de vedere economic introducerea acestei metode.

După reconstrucţia furnalelor aceste experimentări s-au reluat şi, începînd din anul 1961, insuflarea gazului metan prin gurile de aer a devenit o metodă obişnuită de lucru.

Prin perfecţionările aduse metodei propriuzise, precum şi prin măsurile luate pentru creşterea temperaturii aerului cald, debitul de gaz metan insuflat a crescut an de an, contribuind astfel în mare măsură la reducerea consumului specific de cocs (fig. 1).

Introducerea gazului metan în creuzetul furnalelor a prezentat însă şi un inconvenient legat de faptul că, din punct de vedere cantitativ, nu era corelat cu debitul de aer.

Această corelare a devenit necesară în special în urma creşterii debitului de gaz metan, deoarece se ajungea să se consume cantităţi

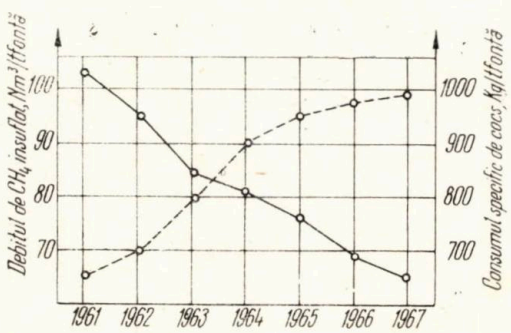


Fig. 1

mari de gaz în mod neraţional în cazurile, destul de frecvente, de variaţie a debitului de aer, impuse atît de tehnologia de fabricaţie, cît şi de unele deranjamente în funcţionarea furnalelor.

Modificarea debitului de gaz metan se făcea manual, prin comandă de la distanţă, acţio-

nînd cu un servomotor clapa fluture amplasată pe conducta de gaz (fig. 2).

Pentru înlăturarea neajunsurilor dozării manuale a gazului metan în aerul cald, încă din

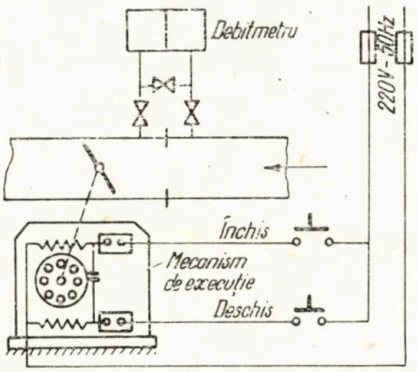


Fig. 2

primii ani s-au propus diverse soluții care, însă, nu au dat rezultate mulțumitoare.

În urma analizării posibilităților de rezolvare s-a ajuns la o soluție care a scos definitiv această problemă din preocuparea personalului secției, reușindu-se să se rezolve reglarea automată a

Această instalație a fost scoasă din funcțiune o dată cu introducerea insuflării gazului metan, deoarece din punct de vedere tehnologic nu-și mai găsea justificare introducerea aburilor în aerul cald, pe lîngă faptul că reglarea umidității aerului nu a dat rezultate bune în exploatare.

În urma unor analize efectuate de personalul secției furnale, s-a ajuns la concluzia că instalațiile respective se pot adapta în vederea reglării automate a debitului de gaz metan în funcție de debitul de aer cald insuflat în furnal. În realitate nu a fost vorba de o adaptare propriu-zisă a vechii instalații, ci de folosirea unor aparate ale acesteia (potențiometrul electronic E.M.P.V.A. — 120, regulatorul izodrom I.R. — 130 și mecanismul de execuție), la o nouă instalație mult mai complexă, cu performanțe superioare. Edificatoare în acest sens este compararea schemei de reglare automată a debitului de gaz metan în funcție de debitul de aer cu noua instalație (fig. 4), cu schema reglării umidității aerului (fig. 3).

Pentru a se putea obține această reglare automată a fost necesar să se aducă unele modificări ambelor debitmetre. Astfel, în cel de aer

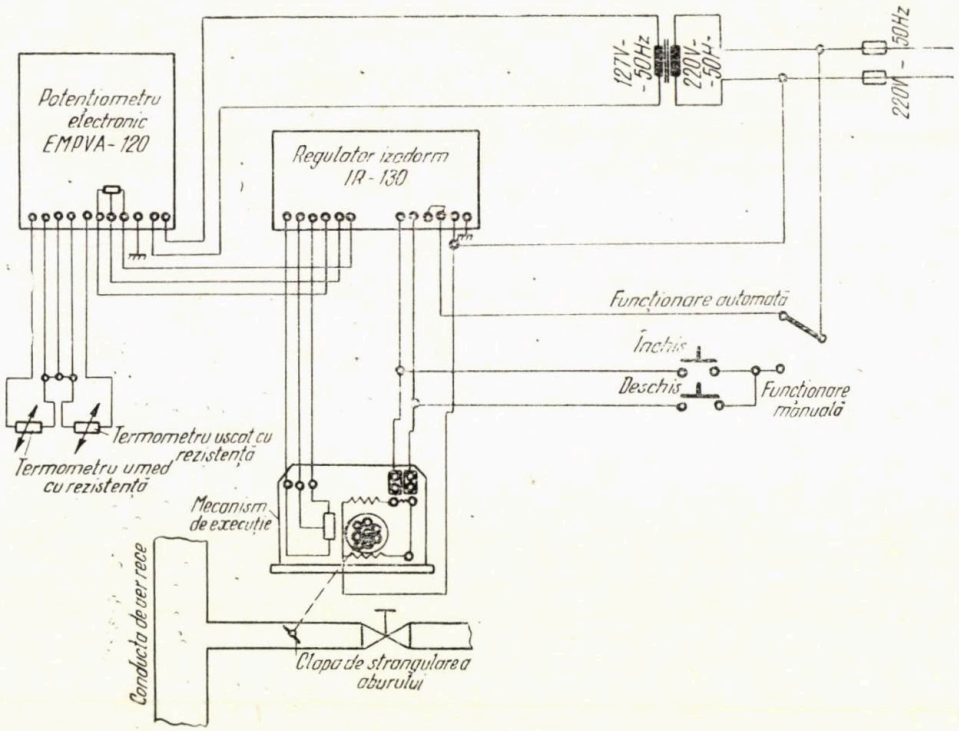


Fig. 3

debitului de gaz metan în funcție de debitul de aer, cu resurse interne. La modernizarea secției de furnale era prevăzută și reglarea automată a umidității aerului cald prin insuflare de aburi supraîncălziți, folosindu-se o instalație a cărei schemă este prezentată în figura 3.

a fost montat un emițător reostatic (potențiometru), care sesizează modificarea debitului și transmite informațiile regulatorului izodrom. În debitmetrul de gaz s-au montat doi asemenea emițători pentru transmiterea mărimii debitului atît la regulatorul izodrom, cît și la

distanţă la potenţiometrul electronic aflat pe panoul de comandă, unde se poate face şi înregistrarea debitului de gaz. Informaţiile referitoare la mărimea celor două debite, primite pe căi diferite, se compară în regulatorul izodrom, formînd o punte, care este în echilibru atît timp cît mărimea parametrului reglat (debitul de gaz) corespunde cu cea impusă, adică cu un anumit procent de gaz metan în debitul de aer, fixat pentru o temperatură a aerului cald de 970°C (care de obicei se menţine constantă). Cînd variază debitul de aer puntea se dezechilibrează şi abaterea este transmisă mecanismului de execuţie care modifică poziţia clapei fluture, amplasată pe conducta de gaz metan.

Modificarea în acest fel a debitului de CH_4 este sesizată de emiţătorul reostatic, care îşi modifică poziţia în cadrul punţii, tinzînd spre un nou echilibru, iar cînd acesta se realizează, abaterea este anulată. Datorită faptului că impulsurile date de regulatorul izodrom sînt de lungă durată, pentru a se putea obţine o reglare uniformă şi în porţii mici, fără oscilaţii în jurul poziţiei de echilibru, s-a confecţionat un mecanism de impulsuri care acţionează ca un releu cu timpi foarte mici de anclanşare şi care are contacte interpuse în circuitul electric al servomotorului.

Pentru a se putea face corecţia debitului de gaz metan în funcţie de variaţia temperaturii aerului insuflat, atunci cînd acest lucru este necesar din punct de vedere tehnologic, în circuitul punţii s-a intercalat un comutator de corecţie (cu rezistenţe) cu mai multe poziţii, pentru plus sau minus CH_4 în funcţie de temperatură.

Astfel, corecţia se face cu ajutorul rezistenţelor ca şi cum s-ar modifica mărimea de co-

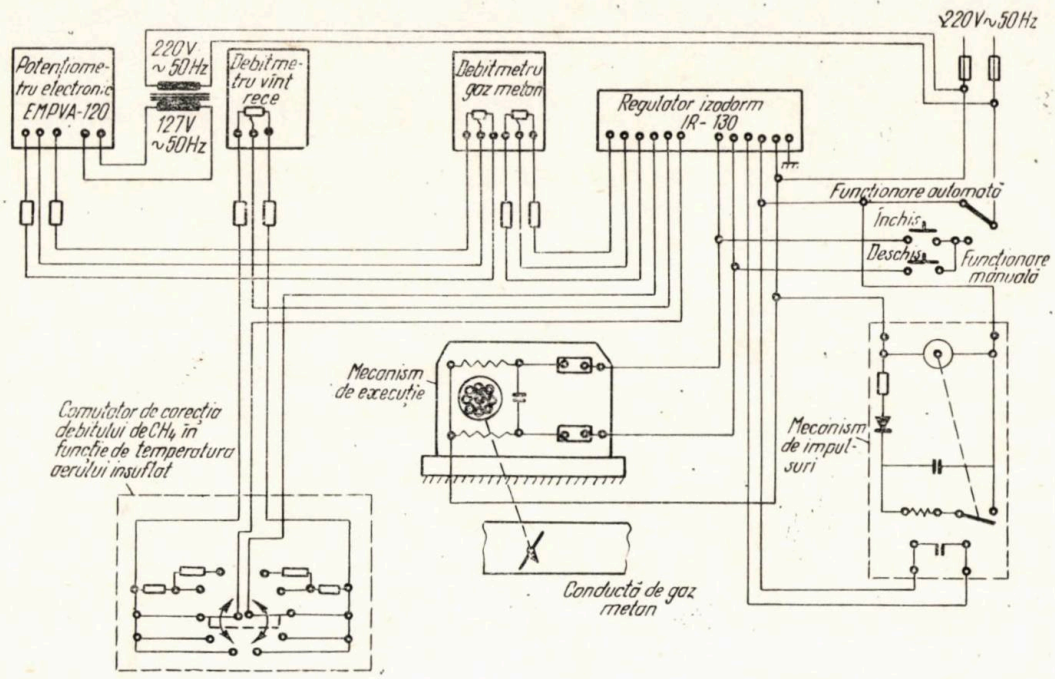


Fig. 4

mandă, putîndu-se varia debitul de CH_4 pînă la plus sau minus 400 Nm^3/t fontă faţă de mărimea impusă. Pe lîngă aceasta, instalaţia de reglare a fost prevăzută şi cu posibilitatea de a se acţiona manual clapa fluture în caz de defecţiuni în sistemul de reglare automată.

Punerea la punct a acestei instalaţii — iniţial la un furnal şi după aceea la celălalt — şi funcţionarea fără întrerupere timp îndelungat a permis să se tragă concluzia că gazul metan se consumă mai raţional, în concordanţă cu parametrii aerului, lucru confirmat de altfel şi de uniformitatea conţinutului de hidrogen în gazul de furnal.

Pe lîngă aceasta, s-a eliminat complet posibilitatea apariţiei unor deranjamente datorită dozării necorespunzătoare a gazului metan în aerul cald, iar personalul care conduce procesul tehnologic a fost eliberat de a mai face unele manevre care erau necesare la modificarea debitului de gaz.

Ceea ce rămîne însă nerezolvat cu această instalaţie este faptul că la debite mici de aer (sub jumătate din necesar) nu se mai reglează corespunzător debitul de gaz metan, fapt explicabil şi prin aceea că în acest domeniu debitmetrul de aer nu prezintă liniaritate.

Noi utilizări ale filtrelor metalice sinterizate

Ing. ADINA STORIN şi ing. V. MANOLACHE
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 66.067.3 : 621.762.5

NOUVEAUX EMPLOIS DES FILTRES MÉTALLIQUES FRITTÉS

Les recherches effectuées à l'Institut de recherches métallurgiques ont visé à agrandir le domaine de l'utilisation des filtres métalliques frittés.

La matière première employée dans les expériences a été la poudre de bronze à 10—12% de Sn ; comme technologie de fabrication on a adopté le moulage dans des matrices d'acier, le tassage de la poudre par vibration suivi par le frittage dans les matrices.

On a réalisé plusieurs éléments frittés concrétionnés pour les prototypes des nouveaux outillages ou pour remplacer ceux qui sont en usage.

NEW UTILIZATIONS OF METALLIC SINTERED FILTERS

Investigations performed by the Metallurgical Research Institute aimed to extend the utilization of metallic sintered filtres over various industrial fields.

Bronze powder with 10—12% Sn was used as basic raw material during experiments, processing method being drop forging in steel dies, with powder settlement by vibration, followed by sintering in-the-die.

Various sintered filtering elements were achieved for new equipment prototypes, or as spares for pieces manufactured out of standard or imported materials.

Materialele filtrante sînt des utilizate în multe ramuri industriale atît în scopul realizării separărilor gaz-solid, gaz-lichid, lichid-lichid, cît şi ca agent de dispersie — fluidificare — sau ca reţea capilară.

Diversitatea utilizărilor, precum şi condiţiile în care se execută filtrarea (presiunea, temperatura, agresivitatea şi proprietăţile electrochimice ale fluidului) au determinat apariţia materialelor filtrante metalice care, datorită proprietăţilor lor specifice, au permis lărgirea domeniului de aplicabilitate a filtrelor, depăşind materialele filtrante organice sau ceramice.

În prezent se pot obţine filtre metalice din pulberi de formă sferică (în unele cazuri din fibre, şpan etc.), din bronz, fier şi oţel inoxidabil, nichel, alamă, argint, cermeturi de diverse compoziţii, carburi ale metalelor greu fuzibile etc.

Materialele filtrante metalice, obţinute prin metalurgia pulberilor, prezintă rezistenţă mecanică mai ridicată, rezistenţă la şoc şi la solicitări termice variabile, conductibilitate termică şi electrică ridicată, rezistenţă la coroziune, precum şi posibilităţi de regenerare şi de asamblare. Trebuie menţionată în mod special eficacitatea sporită a filtrelor metalice, asigurată prin mecanismul de filtrare specific.

Numărul mare de canale sinuoase asigură reţinerea particulelor străine, chiar a celor de formă alungită, care pot trece pe dimensiunea lor cea mai mică prin filtrele de tip sită sau lamelare. Filtrarea se face în toată masa filtrului, nu numai la suprafaţa lui ; pericolul de astupare a porilor de la suprafaţă este deci micşorat.

Pe baza proprietăţilor specifice filtrelor metalice, s-au dezvoltat noi utilizări, în special în domeniul dispersiei, al fluidificării şi al reţelelor capilare. Astfel, filtrele metalice sînt mult folosite în ultimii ani pentru transportul pneumatic al materialelor pulverulente, pentru realizarea reacţiilor chimice în pat fluidizat, pentru dispersia fină a unui gaz într-un lichid, precum şi ca spărgător de flacără, antidetonant (pentru bile, agent de răcire), utilizîndu-se căldura latentă de evaporare a unui lichid prin reţeaua capilară a filtrului ca regulator de debit etc. [1], [2], [3].

Avînd în vedere importanţa elementelor filtrante metalice şi diversitatea utilizărilor menţionate în literatura de specialitate, la ICEM s-au continuat primele cercetări efectuate în perioada 1961 — 1962 [4]. Cercetările recente au urmărit în special extinderea utilizării filtrelor metalice sinterizate în diverse domenii industriale, precum şi verificarea tehnologiei de fa-

bricaţie. La solicitarea uzinelor s-au realizat elemente filtrante sinterizate din pulbere sferică de bronz, de diferite granulaţii, cuprinse între 0,07 şi 0,8 mm, cu diverse forme geometrice şi dimensiuni, cu funcţii de filtru propriu-zis, de element de afînare pentru transportul

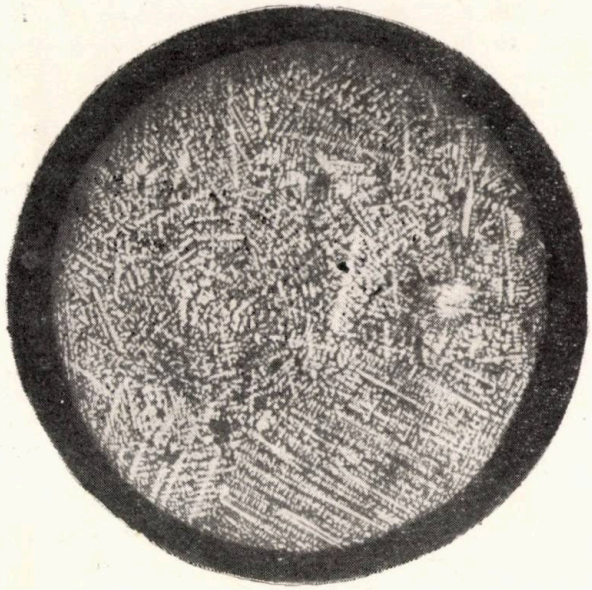


Fig. 1

pneumatic, de agent de fluidizare etc. Trebuie menţionat faptul că majoritatea aplicaţiilor se referă la prototipuri de instalaţii şi utilaje noi, de înaltă tehnicitate, proiectate de institutele de proiectări de specialitate (I.P.C.U.P. I.C.T.C.M., I.C.M.P.C.).

În lucrările experimentale efectuate s-a utilizat drept materie primă pulbere de bronz cu 10 — 12% Sn, elaborată prin pulverizarea cu aer comprimat a aliajului topit. Forma particulelor a fost în general sferică; s-a observat că sfericitatea s-a accentuat pe măsura micşorării diametrului particulelor, în special sub 0,4 mm.

În figurile 1 şi 2 se redă aspectul microstructural al pulberilor de bronz, care este analog cu cel al bronzului turnat (atac $FeCl_3$ 10%; fig. 1 — × 25; fig. 2 — × 150).

Pentru obţinerea filtrelor din pulbere de bronz s-a adoptat tehnologia de fabricaţie prin formare în matriţe de oţel, cu tasarea pulberii prin vibrare, urmată de sinterizarea în matriţe. Eliminarea presării — operaţie principală în metodele metalurgiei pulberilor — duce la obţinerea unor materiale cu porozitate ridicată (35 — 50%), iar particulele sferice de pulbere nu sînt supuse deformării, fenomen care ar putea cauza micşorarea porozităţii intercomunicante.

Operaţia de tasare prin vibraţie creează suficiente puncte de contact între particule pentru ca ulterior, prin sinterizare, să se obţină piese cu rezistenţă mecanică corespunzătoare, fără ca permeabilitatea filtrului să fie afectată.

Dimensiunea porilor şi permeabilitatea filtrului fiind în funcţie de granulaţia pulberii, fracţia granulometrică utilizată variază de la caz la caz, după debitul, presiunea şi viscozitatea mediului de filtrat, după dimensiunea particulelor care trebuie reţinute de filtru etc.

Conform tehnologiei adoptate, pulberea de bronz, sortată pe fracţii granulometrice, este introdusă treptat în matriţele de formare din oţel, situate pe o masă vibratoare. Sub acţiunea continuă a vibraţiilor se produce tasarea uniformă a pulberii în matriţe. Suprafaţa interioară a matriţei, care vine în contact direct cu pulberea, este unsă în prealabil cu o unsoare specială şi uscată în aer liber timp de circa 24 h. Ungerea este necesară pentru a împiedica aderarea particulelor de bronz la pereţii matriţei în timpul sinterizării, ceea ce ar împiedica extragerea filtrului finit din matriţă sau ar produce deteriorarea suprafeţei filtrului.

Sinterizarea filtrelor s-a efectuat la o temperatură din domeniul 760 — 830°C, în mediu protector de hidrogen uscat. S-a observat că temperatura optimă de sinterizare variază în funcţie de granulaţia pulberii de bronz, fiind mai ridicată în cazul pulberilor de granulaţii mai mari şi mai scăzută în cazul pulberilor mai fine. De asemenea este de remarcat şi faptul că menţinerea temperaturii în limite destul de strînse (±5°) este de mare importanţă pentru obţinerea unor filtre de calitate corespunzătoare, deoarece temperatura optimă de sinterizare este cea care dă posibilitatea să se realizeze un filtru la care punctele de sudură între particule să fie suficiente pentru a nu mai permite desprinderea particulelor din masa filtrului; în acelaşi timp trebuie să nu se producă

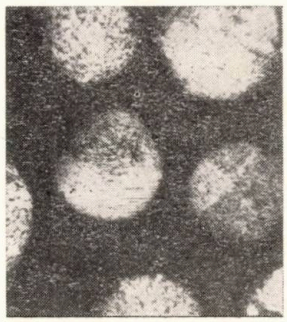


Fig. 2

Fig. 3

o topire prea avansată, pentru a nu se micşora permeabilitatea filtrului.

În timpul sinterizării are loc o contracţie pe înălţime destul de însemnată, variind între 5 şi 10%, în timp ce contracţia pe diametru are valori neînsemnate.

În figura 3 se redă aspectul microstructural al materialului sinterizat (atac: $FeCl_3$ 20% × 100).

Se observă recristalizarea granulelor cu formarea poliedrilor de soluție solidă α, precum și porii de dimensiuni mari, caracteristici pentru materialele filtrante sinterizate.

După sinterizare, la extragerea din matriță, se obține filtrul finit.

După tehnologia descrisă, în laboratorul de metalurgia pulberilor din ICEM s-au realizat

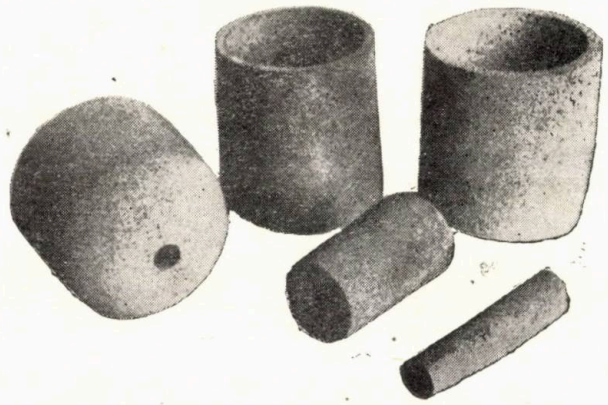


Fig. 4

diverse elemente filtrante sinterizate, destinate prototipurilor de utilaje noi sau înlocuirii celor existente din materiale clasice și a celor din import.

Astfel, pentru uzinele constructoare de utilaj petrolier a apărut necesitatea echipării aparaturii pneumatice cu filtre metalice pentru separarea picăturilor de ulei și a umidității din aerul comprimat. În figura 4 sînt reprezentate elementele filtrante realizate pentru dispozitivul de avans automat al sapelor de foraj și pentru broasca de țevi de extracție cu acționare pneumatică de 28 tf—prototipuri construite după proiectele I.P.C.U.P. ca și pentru modernizarea unor grupuri de filtrare a aerului din componența instalațiilor de foraj. Tabela 1 cuprinde unele caracteristici ale acestor filtre, precum și condițiile de lucru în subansamblul respectiv.

Elementele filtrante realizate au dat rezultate bune la probele funcționale, prototipurile aflîndu-se în curs de experimentare la sonde, în șantiere petroliere.

O altă categorie de filtre sinterizate au fost studiate în scopul utilizării lor ca elemente pentru dispersia fină a unor materiale pulverulente, la transportul lor pneumatic sau pentru crearea unui pat fluidizat. În general, acestea sînt filtre cu suprafață mare (plăci cu grosime de 3 — 5 mm) și se folosesc la rezervoarele de transport, la benzile transportoare, la silozurile de omogenizare și stocare etc.

Astfel, s-au construit nouă benzi transportoare pentru policlorură de vinil, alcătuite din cîte 76 buc. plăci poroase sinterizate din pulbere de bronz cu granulația de 0,3 — 0,6 mm și dimensiunile 130 × 170 × 3 — 4 mm, îmbinate prin sudare. Prin trecerea aerului comprimat prin placa poroasă se stabilește o ușoară suprapresiune deasupra acestora. Benzile avînd o anumită înclinare, materialul pulverulent curge pe patul de aer format și poate fi transportat la distanța dorită.

De asemenea, la Uzina de cupru s-au echipat două instalații de transport pneumatic al amestecului de concentrate metalifere și a prafurilor volatile cu plăci poroase de ∅ 650 × 4 mm (din 8 segmente) și respectiv de ∅ 350 × × 4 mm.

Plăcile filtrante sinterizate s-au introdus în mod experimental în locul țesăturii de relon la vagoanele de cale ferată pentru transportul cimentului, cu instalație pneumatică de descărcare. După trei luni de funcționare, durata descărcării unui rezervor conținînd circa 13 t ciment a fost de 22 min, în cazul țesăturii de relon, și de 15 min, în cazul plăcii filtrante sin-

Tabela 1

Caracteristici	Bucșă de filtrare pentru dispozitivul de avans automat	Elementul de filtrare pentru filtrul Gl in	Elementul de filtrare pentru filtrul Gl/4 in	Elementul de filtrare pentru broasca cu acționare pneumatică	Tijă pentru broasca cu acționare pneumatică
Dimensiuni de gabarit	Ø 66 × 58 × × 80 mm	Ø 65 × 55 × × 120 mm	Ø 65 × 55 × × 60 mm	Ø 48 × 38 × × 50 mm	Ø 15 × 105 mm
Funcția	filtru de aer	filtru de aer	filtru de aer	filtru de ulei	fitil de ungere
Granulația pulberii de bronz	0,12—0,3 mm	0,3—0,5 mm	0,3—0,5 mm	0,16—0,3 mm	0,16—0,3 mm
Mediul de lucru	aer umed cu picături de ulei	aer umed cu picături de ulei	aer umed cu picături de ulei	ulei	ulei
Presiunea de lucru	5 kgf/cm²	10 kgf/cm²	10 kgf/cm²	5 kgf/cm²	5 kgf/cm²
Temperatura de lucru	max. 50°C	max. 80°C	max. 80°C	max. 180°C	max. 180°C

terizate. În vederea stabilirii durabilității comparative a materialelor filtrante încercarea continuă.

În ultima perioadă s-au studiat și realizat elemente filtrante pentru diverse aparate și dispozitive pneumatice: standul de încercări pneumatice al I.C.T.C.M., dispozitivul pneumatic pentru controlul și sortarea cămășiii cilindrului la motoarele de autocamioane, sonda pentru prelucrarea gazelor arse din flacără în scopul determinării conținutului de funingine la cuptoarele de topit sticla, măștile tip „sableur" pentru protecția muncii etc.

Se studiază, de asemenea, problema filtrării motorinei la motoarele pentru tractoare, iar în cadrul preocupărilor pentru industria petrolieră, în colaborare cu Institutul de cercetări foraj-extracție, s-au început cercetări în vederea obținerii pastilelor sinterizate pentru filtre de sondă.

Dezvoltarea metalurgiei pulberilor în România, prin realizarea obiectivelor industriale prevăzute în cadrul noii fabrici de produse sinterizate care va intra în funcțiune în anii 1969—1970, va trebui să țină seamă de necesitățile industriei în domeniul materialelor filtrante din pulberi metalice, produse ale tehnicii noi, cu multiple utilizări în diverse domenii și cu perspective largi de aplicare în viitor.

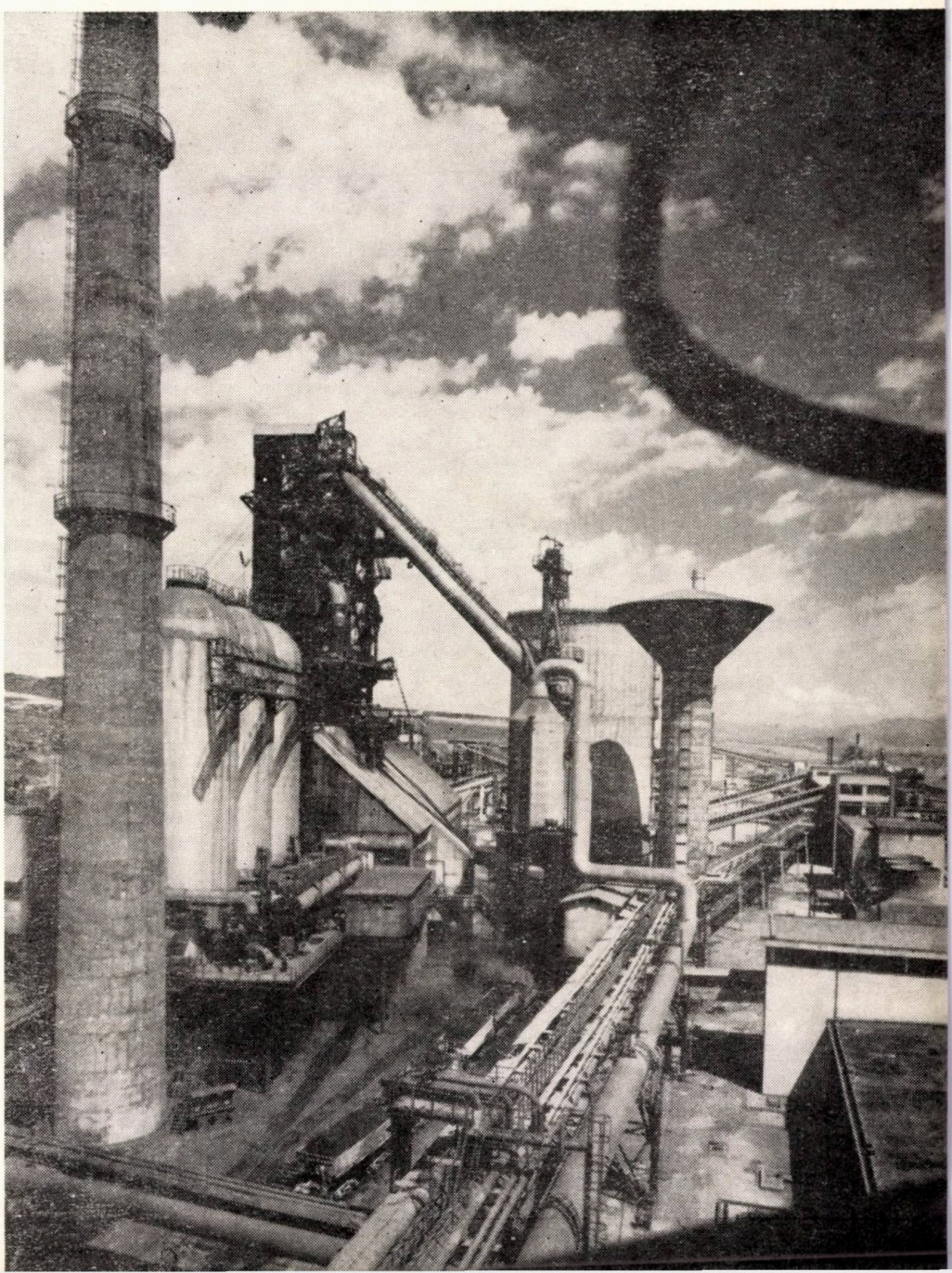
BIBLIOGRAFIE

[1] Robinson T. L. *Designing for Powder Metallurgy.* Precision Metal Molding, 19, 9, 1961, p. 80—83.

[2] * * * *Fluidisation gives weightless powder handling.* Mater. Handling and Packaging, 5, 4, 1964, p. 29.

[3] Agte K. și Ocetek K. *Metallokeramiceskie filtrt.* Moscova, Sudpromghiz, 1959.

[4] Sachelarie M. *Filtre metaloceramice.* Metalurgia și Construcția de mașini nr. 3, 1963, p. 199—202.



Combinatul siderurgic — Hunedoara. Furnalul de 1 000 m³.

Controlul nedistructiv al pieselor turnate

Ing. N. ȘERBAN și ing. N. CONSTANTINESCU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini

CZ 620.179.1

LE CONTRÔLE NON DESTRUCTIF DES PIÈCES COULÉES

L'article examine le contrôle non destructif des pièces coulées en insistant sur les méthodes et sur les conditions de leur application.

Après avoir établi une classification des défauts de coulée, on expose un cas concret de contrôle non destructif (les coussinets pour les locomotives L.D.E.).

La conclusion contient des mesures d'amélioration pour ce contrôle.

NON-DESTRUCTIVE TESTING OF CAST PARTS

The paper deals with non-destructive testing of cast parts, dwelling upon control methods and prescriptive stipulations.

After classification of casting defects, an actual case of non-destructive testing is presented (bushings for electric Diesel engines).

Finally, necesary improvements in non-destructive testing are infered.

Dezvoltarea controlului nedistructiv a impus apariția din ce în ce mai des, în tehnologiile de fabricație a pieselor turnate, a operației de control defectoscopic.

Alegerea metodei de control nedistructiv constituie una din cele mai importante probleme pe care tehnologul trebuie să o rezolve la stabilirea tehnologiilor de fabricare a pieselor turnate. Indicarea metodei de control are la bază cunoașterea posibilităților fiecărei metode, pe de o parte, și scopul urmărit, pe de altă parte. În cele ce urmează se vor prezenta pe scurt metodele de control, defectele de turnare, necesar a fi conoscute, fie pentru stabilirea unor tehnologii mai judicios întocmite, fie pentru corectarea defectelor. De asemenea, la indicarea metodei de control se va lua în considerație și creșterea prețului de cost ca urmare a efectuării operației de control care nu trebuie neglijată.

Metodele de control. Metodele de control nedistructiv cunoscute și utilizate cu succes în turnătorii sînt: radiologice; magnetice; examinarea cu lichide penetrante; ultrasonice.

Metoda radiografică se clasifică în funcție de radiația folosită (radiografie cu raze X, raze γ sau raze X de frînare obținute la acceleratori de particule) sau în funcție de receptorul folosit (radioscopie pe ecran fluorescent, radiografie pe film, radiografie pe hîrtie foto sau xerografie).

Trebuie menționat că creșterea prețului de cost al operației de control este în funcție de metoda adoptată, și anume: radiografierea pe film este mai scumpă decît cea pe hîrtie foto, care la rîndul ei este mai scumpă decît radioscopia pe ecran fluorescent sau radiografia cu radiații γ a Co^{60} este mai ieftină decît radiografia cu radiații X de frînare dată de acceleratorii de particule. Trebuie avut în vedere faptul că posibilitățile de punere în evidență a defectelor de turnare nu sînt aceleași pentru toate metodele de control. De asemenea, unele metode de control sînt total nepotrivite pentru piesele turnate; de exemplu radiografia pe ecran fluorescent la piesele turnate din oțel sau fontă cu grosimi de circa 10 mm nu poate fi întrebuințată, deoarece pe ecran apare numai conturul piesei.

Controlul cu ultrasunete este utilizat în două variante: cu fascicul reflectat sau prin transmisie. Acest control este mai ieftin și mai rapid decît radiografia și permite cercetarea unor piese turnate cu grosimi mari, în unele cazuri ajungînd pînă la cîțiva metri. Totuși, trebuie menționat că acest control suferă din punct de vedere al interpretării oscilogramelor, ducînd uneori la rezultate neconcludente privind na-

tura, forma și mărimea defectelor. Cu toate că această metodă de control impune pregătirea unor suprafețe ale piesei turnate, este singura care pune în evidență cu probabilitate mare crăpăturile.

Controlul cu feroflux se aplică pieselor turnate din materiale feromagnetice și constă în pulverizarea pe suprafața piesei care se află într-un cîmp magnetic a unor pulberi de oxizi de fier care pot fi amestecați într-un lichid,de preferință petrol lampant. Particulele feromagnetice vor căuta să închidă circuitul magnetic, așezîndu-se preferențial în apropierea defectelor din piesă, evidențiindu-le. Această metodă pune în evidență defectele superficiale ale piesei și eventual pe cele din apropierea suprafeței care se controlează. Ca o servitute a metodei, se menționează faptul că utilizarea ei necesită suprafețe prelucrate prin așchiere sau polizare.

Creșterea prețului de cost al pieselor turnate utilizînd această metodă este mică, avînd în vedere aparatele și personalul utilizat.

Controlul cu lichide penetrante se aplică în special la detectarea defectelor de suprafață ale pieselor turnate. Metoda constă în pulverizarea pe suprafețele piesei supuse controlului, în prealabil prelucrate, a unui lichid colorat (care udă bine suprafața piesei). Lichidul pătrunde în defectele de turnare. După spălare cu apă, suprafețele piesei supuse controlului sînt acoperite cu talc, pe care lichidul intrat în defecte îl va colora, punînd în evidență forma și mărimea defectelor. Metoda de control nu necesită aparatură specială și nici personal cu pregătire deosebită; din această cauză, creșterea prețului de cost al pieselor turnate folosind această metodă este mic.

Conform clasificării din standarde, în piesele turnate pot să apară următoarele defecte: forme, dimensiuni și mase necorespunzătoare; defecte de suprafață, crăpături (crăpături la cald, crăpături la rece); goluri (sulfură, sită, retasură, microretasură, porozitate de contracție, microsulfură); incluziuni; defecte de structură (licuație, necorespondența mărimii grăuntelui, zonă dură, segregație, necorespondența structurii, strat decarburat); compoziția chimică, caracteristicile mecanice și fizice necorespunzătoare.

Defectele de turnare cuprinse în celelalte grupe nu pot fi puse în evidență de controlul defectoscopic și deci nu fac obiectul acestor discuții.

Pentru ilustrarea celor de mai sus, se vor da unele exemple: cuzineților LDE li se impun condiții deosebite, de turații, presiuni specifice și siguranță în funcționare. Constructiv cuzinetul constă dintr-o cămașă de oțel și unul sau mai multe straturi de alunecare din bronz cu plumb sau bronz cu plumb și indiu.

Tehnologic cuzinetul se realizează confecționînd o carcasă de oțel în care se toarnă centrifugal stratul de bronz cu plumb și în final se depune galvanic stratul de alunecare propriuzis (plumb sau indiu).

Fără îndoială că existența defectelor de turnare în cuzineți duce la nesiguranță în funcționare și la pagube materiale. Din această cauză, cuzineții se supun în mod obligatoriu unui control defectoscopic amănunțit, efectuat în mai multe etape. Carcasa din oțel, confecționată din laminat sau semifabricat forjat, poate să fie afectată de fisuri, exfolieri etc. De aceea controlul este obligatoriu și poate fi efectuat cu feroflux sau cu lichide penetrante. În carcasa controlată se toarnă centrifugal bronzul cu plumb, în care după turnare pot să apară defecte (neaderențe, incluziuni, segregații, porozități etc.).

Punerea în evidență a defectelor de turnare menționate mai sus se face cu ajutorul radiografiilor. Radiografia unui cuzinet de calitate nu trebuie să conțină umbre și pete.

Este deosebit de important să se cunoască ce fel de defecte apar, pentru a putea observa unde nu a fost respectată tehnologia sau dacă aceasta nu este întocmită corespunzător. În funcție de natura, forma și mărimea defectului se pot lua măsuri de îmbunătățire a tehnologiei de turnare sau de respectarea riguroasă a ei.

Neaderența stratului de bronz cu plumb pe carcasă se întîlnește mai rar și apare pe radiografie sub formă de pete ca un contur mai mult sau mai puțin regulat și cu înnegrire constantă. În general neaderențele apar atunci cînd difuzia aliajului binar în carcasă s-a făcut necorespunzător. În figura 1 se prezintă radiografia unui cuzinet cu neaderență.

Fig. 1

Incluziunile de oxizi se întîlnesc destul de des, au aspect specific, iar pe radiografie apar ca o regiune cu o înnegrire mai mare, înconjurată de o altă regiune cu înnegrire mai mică

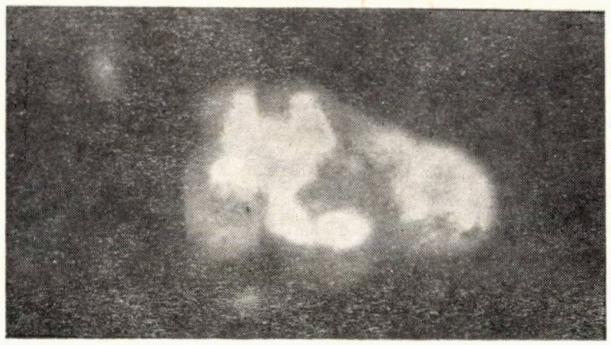


Fig. 2

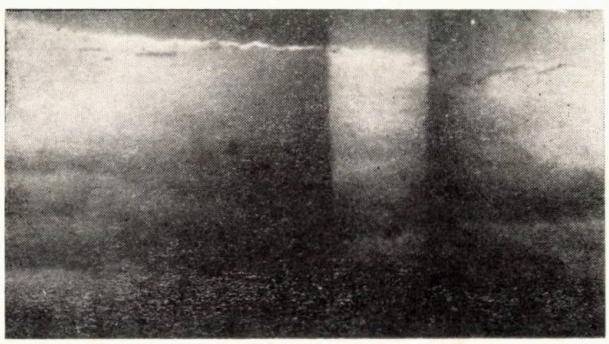


Fig. 3

decît pata din mijloc dar mai mare decît înnegrirea restului radiografiei (fig. 2).

Cauzele care duc la apariţia oxizilor în cuzineţii turnaţi sînt :

— Creşterea conţinutului de fier în baia de preîncălzire sau în baia de bronz cu plumb, ca urmare a dizolvării sculelor utilizate în timpul elaborării şi al turnării ;

— Durata mare de timp între scoaterea carcasei din baia de preîncălzire pînă la turnarea bronzului cu plumb ;

— Dezoxidarea necorespunzătoare atît a băii de preîncălzire, cît şi a băii cu bronz de plumb.

Eliminarea acestor deficienţe se poate face prin respectarea riguroasă a disciplinei tehnologice de elaborare şi turnare.

În figura 3 se prezintă incluziunea de plumb, care apare în general în crăpăturile stratului turnat pe carcasă sau în defectele din carcasă. Imaginea lor radiografică este mai transparentă decît regiunile învecinate.

Segregaţia este cel mai des întîlnită şi apare în formă de valuri mari transparente pe fondul radiografiei (fig. 4). De asemenea sînt situaţii cînd segregaţiile apar în formă de reţea. Segregaţiile se datoresc unei viteze de răcire prea lente, care permite cuprului să se separe din bronzul turnat, în timpul centrifugării, înainte de solidificarea plumbului. Segregaţia se poate elimina prin mărirea vitezei de răcire.

Porozităţile apar în mod frecvent în bronzul cu plumb turnat pe carcasă, iar pe radiografie au aspect de pată neagră cu contur bine delimitat (fig. 5). Porozităţile sînt cauzate de degajarea gazelor dizolvate în baie. În cazul prezentat cercetările au arătat că hidrogenul dizolvat în baia de bronz cu plumb este cauza celor mai multe porozităţi.

În mod obişnuit bronzul cu plumb se elaborează în creuzete de grafit, din cupru purificat electrolitic şi plumb, sub protecţia unui strat de borax. Un bronz elaborat astfel este satisfăcător pentru turnarea unor piese obişnuite. Cercetările radiografice au arătat că astfel de piese conţin frecvente porozităţi. Apariţia porozităţilor este favorizată de hidrogenul dizolvat în cuprul inclus în timpul electrolizei de purificare.

Eliminarea hidrogenului se realizează prin topirea aliajului cupru-plumb într-un cuptor cu flacără oxidantă şi dirijată. Timpul şi temperatura de elaborare se stabilesc experimental şi se controlează radiografic rezultatele obţinute.

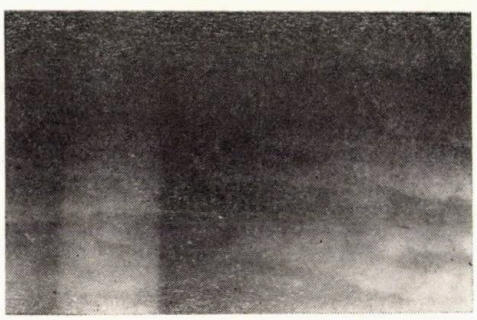


Fig. 4

Fig. 5

Concluzii

Producția actuală de piese turnate impune din ce în ce mai mult necesitatea controlării acestora în mod organizat, cu metodele cele mai moderne.

Stabilirea tehnologiei de fabricație a pieselor turnate include indicarea controlului defectoscopic, care se stabilește ținînd seamă atît de scopul urmărit, cît și de ridicarea prețului de cost. În ori ce caz trebuie avut în vedere ca cheltuielile făcute cu controlul defectoscopic să fie compensate fie de micșorarea procentului de rebut, fie de ridicarea calității produsului.

Nu trebuie uitat nici faptul că în stadiul actual necesitățile industriei constructoare de mașini impun turnarea de piese cu grosimi foarte mari (peste 400 mm) care nu pot fi controlate cu mijloacele actuale.

Controlul cu ultrasunete, deși dă indicații prețioase, totuși atunci cînd piesa are defecte, informațiile obținute nu sînt suficiente pentru a lua o hotărîre concretă de înlăturare sau de acceptare. Sînt imperios necesare cercetări în vederea găsirii unor metode de control nedistructiv satisfăcătoare și la acest nivel.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pétérins M. *Le contrôle des pièces moulées.* Fonderie, mai, 1967, p. 197.

[2] *** STAS 782-1964. *Defectele pieselor turnate ; terminologie și clasificare.*

[3] Wanin M. și Kohn A. *Étude expérimentale de quelques facteurs intervenent dans l'examen gammagraphique et radiografique.* Centre de documentation sidérurgic, nr. 3, 1967, p. 779.

Reșița noaptea.

Considerații privind natura, compoziția și structura zgurelor I.S.P.

Ing. FL. OPREA
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – București

CZ 669.046.58

CONSIDÉRATIONS SUR LA NATURE, LA COMPOSITION ET LA STRUCTURE DES SCORIES I.S.P.

L'étude a permis d'établir la meilleure compositon et les conditions thermiques que doivent remplier les scories lors de l'usinage des concentrés de plomb et de zinc par le procédé I.S.P. L'équilibre chimique est examiné sur la base du système $CaO-FeO-Al_2O_3-SiO_2$, en mettant l'accent sur la portion des compositions acides : anortite-$FeO-SiO_2$: anortite $-FeO$ $-$wollastonite et gehelnite$-FeO-$wollastonite. Pour le bon déroulement des processus physiques et chimiques, on prouve que la valeur du rapport $CaO : SiO_2$ dans les scories doit varier entre 1,35 et 1,4 : 1 et que la viscosité doit avoir des valeurs réduites (3—5 poise).

On précise la répartition des principaux éléments dans les produits de la coulée, selon le procédé I.S.P., ainsi que les conditions d'usinage des concentrés de plomb et de zinc avec teneur en cuivre.

CONSIDERATIONS REGARDING CHARACTER, COMPOSITION AND STRUCTURE OF I.S.P. SLAGS

Performed studies allowed to establish optimum composition and thermal conditions for slags, in processing lead-zinc concentrates by the I.S.P. method. Chemical equilibria are studied based on $CaO-FeO-Al_2O_3-SiO_2$ system, acid composition range : anorthite$-Fe-SiO_2$, anorthite$-FeO-$wollastonite and gehlenite$-FeO-$wollastonite, being particularly emphasized. For a proper development of physico-chemical processes, $CaO:SiO_2$ ratio should range between 1.35 and 1.4 : 1, viscosity having law values (3—5 Poise).

Distribution of various elements within outcomes of melt in I.S.P. proceeding, as well as processing conditions for lead-zinc concentrates with copper content, are pointed out.

Procedeul topirii în cuptorul cu cuvă (procedeul I.S.P.) a materialelor cu conținut de zinc și plumb, cu obținerea plumbului și cu distilarea și condensarea ulterioară a zincului, a fost dezvoltat în fază industrială pentru prima oară (1956) la Uzinele din Avonmouth (Anglia), iar actualmente s-a extins la mai multe uzine : Swansea (Anglia) ; Broken-Hill (Zambia) ; Cookel-Creel (Australia) ; Copșa-Mică (R.S. România) etc. Acest procedeu are avantajul mare că produce concomitent zinc și plumb, utilizînd concentrate complexe. În etapa actuală studiile experimentale sînt efectuate în legătură cu prelucrarea concentratelor colective cupro-plumbo-zincoase, care să permită obținerea acestor elemente, cu randamente maxime și fără prea mari dificultăți.

În condiții industriale, zgurele obținute la cuptorul I.S.P. îndeplinesc un important rol tehnologic : influențează desfășurarea principalelor procese fizico-chimice care se produc în agregatele metalurgice, determinînd în mare măsură randamentul de extracție al metalului din materia primă. Proprietățile fizico-chimice ale zgurelor (fuzibilitate, viscozitate etc.) dau indicații prețioase asupra comportării lor în procesul topirii și în timpul evacuării din cuptor și asupra pierderilor de metale. În general, temperatura de topire a zgurelor determină temperatura de regim a cuptorului, care, la rîndul său, influențează toate reacțiile chimice și condiționează în mare măsură consumul de combustibil sau de energie. Deoarece viscozitatea zgurelor în stare topită este foarte mare, ele se pot supraîncălzi și subrăci foarte puternic. Din această cauză, în zgure nu se remarcă un punct de topire, ci numai un interval de topire, cuprins între temperatura începutului și cea a sfîrșitului topirii complete. Cu cît aciditatea este mai ridicată, cu atît intervalul de topire este mai mare. De regulă, zgurele acide sînt mai vîscoase decît cele bazice, au intervalul de topire mai mare (fig. 1) și se solidifică mai greu.

La zgurele bazice micșorarea viscozității o dată cu creșterea temperaturii se produce foarte brusc, iar la zgurele acide, mai lent. Procedeul „Imperial Smelting" reclamă o zgură caracteristică proceselor din metalurgia plumbului însă, datorită necesității eliminării zincului, se preferă formarea zgurelor cu un conținut de CaO mai ridicat decît cel folosit în mod curent în pirometalurgia plumbului.

Raportul CaO : SiO_2 în zgurele I.S.P. trebuie să varieze între 1,35 : 1 şi 1,4 : 1 ; în condiţii industriale se lucrează deseori cu zgure care au raportul CaO : SiO_2 cuprins între 0,8 : 1 şi 1,6 : 1. Unele zgure I.S.P., conţinînd mai

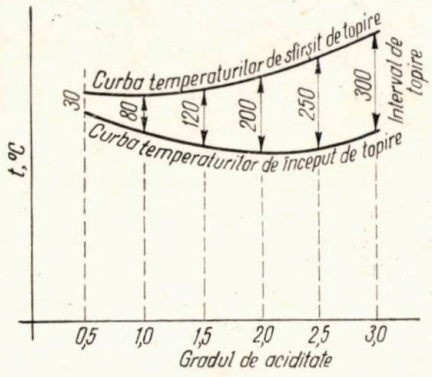


Fig. 1

puţin de 5 % MgO, se pot topi satisfăcător, iar Al_2O_3 existent are în general un efect favorabil asupra eliminării zincului.

Încercări asupra determinării cît mai corecte a temperaturilor de topire completă a zgurelor au fost efectuate de cerecetătorii englezi J. Lumsden şi J.A. Lucas. Ei au stabilit că zgura care are compoziţia medie : 7,4 % Al_2O_3 ; 30 % SiO_2 şi 28,5 % CaO se topeşte la 1 160°C, iar zgura cu compoziţia : 7,4 % Al_2O_3 ; 30 % SiO_2 şi 31,5 % CaO se topeşte la 1 200°C.

Considerînd fixe conţinuturile de Al_2O_3 şi SiO_2 dar variindu-l pe cel de CaO, s-au obţinut temperaturile de topire indicate în tabela 1.

Tabela 1

SiO_2, %	CaO, %	Al_2O_3, %	Temperatura de topire, °C
25	19,2	11,1	1 200
25	21,5	11,1	1 220
25	24,8	11,1	1 240
25	28,3	11,1	1 260
25	31,5	11,1	1 320

În toate cazurile s-a putut observa că, dacă conţinuturile de CaO şi Al_2O_3 cresc, există tendinţa de creştere a limitei temperaturilor de topire completă. La un conţinut de 25 — 30 % SiO_2, temperaturile de topire se situează între 1 180 şi 1 280°C, deşi la un conţinut mai ridicat de Al_2O_3, acestea se pot ridica peste aceste limite. Cu cît este mai mic conţinutul de Al_2O_3, cu atît este mai mare conţinutul de SiO_2 care poate fi tolerat în zgure. Practica şi unele cercetări de laborator au arătat că zgura topită prezintă o fluiditate bună cînd atinge viscozitatea de 5 poise (raportul CaO : SiO_2 = =1,35 — 1,4 : 1).

La uzinele din Copşa-Mică, într-o anumită perioadă de lucru, temperatura de topire completă a zgurelor nu a atins 1 250°C, aşa cum se recomandă. Acest fapt se datorează conţinutului scăzut de CaO (14 — 20 %) şi explică de altfel şi cantitatea extrem de mare de Zn antrenată în zgură (9 — 11 %) sub formă de oxid şi sulfură. Conţinutul ridicat de sulf din aceste zgure (4 — 6 %) este o dovadă că în timpul topirii se formează o oarecare cantitate de mată, care colectează cuprul din concentrat, mată care este eliminată o dată cu zgura. La topirea în creuzete de grafit a zgurei şi apoi la solidificarea ei s-a observat, la baza materialului solidificat, un strat de mată cuproasă. Temperaturile de topire ridicate pentru unele zgure de la această uzină se explică prin conţinutul ridicat de alumină (peste 10 %). Viscozitatea cea mai mare au avut-o zgurele la care raportul CaO : SiO_2 a fost mai mic decît 1,35 — 1,4 : 1.

Pentru o desfăşurare optimă a proceselor, zgurele I.S.P. trebuie să aibă o viscozitate redusă (3 — 5 poise), asigurată printr-un raport CaO : SiO_2 = 1,35 — 1,4 : 1. Viscozitatea redusă are importanţă la decantarea mai uşoară a zgurei de celelalte produse ale topirii (plumb, eventual mată şi speiss) ca şi la eliminarea mai rapidă a zgurei din antecreuzet fără a provoca lipituri.

Pierderile de metal în zgura obţinută la cuptorul I.S.P. depind — printre alţi factori — de starea de reducere la baza furnalului şi de compoziţia zgurei. Dacă cuprul se află în cantităţi din ce în ce mai mari în aglomerat, el se poate colecta sub formă de mată antrenată pe cale mecanică de către zgură, condiţiile din creuzetul furnalului sînt suficient de reducătoare pentru a corespunde la o activitate efectivă a fierului (raportată la Fe solid) de circa 0,5 — 0,7 % ; aceasta înseamnă că, deşi nu se produce Fe metalic, mata formată este apreciabil bogată în cupru. Matele care se obţin sînt antrenate uşor de zgură ; ele pot conţine deseori peste 30 % Cu, fiind uşor convertizabile.

Echilibrele chimice din topitura de zgură I.S.P. pot fi studiate pe baza sistemului CaO-FeO-Al_2O_3-SiO_2. Experimentările făcute în acest domeniu au arătat că procentul ridicat de CaO în zgură favorizează eliminarea zincului. Calculele termodinamice arată că cu cît este mai ridicat punctul de topire al unei zgure, cu atît este mai uşoară eliminarea zincului fără reducerea fierului. În sistemul : ZnO-Al_2O_3-SiO_2 (fig. 2) nu apar aluminosilicaţi de zinc şi astfel zincul nu poate fi blocat în mare cantitate. Acest sistem se împarte în patru triunghiuri de parageneză ; sistemul cuprinde două eutectice

ternare și două peritectice ternare (fig. 2). Cel mai coborît eutectic ternar este cel din parageneza II, corespunzînd topiturilor acide; temperatura sa de topire este de 1 305°C.

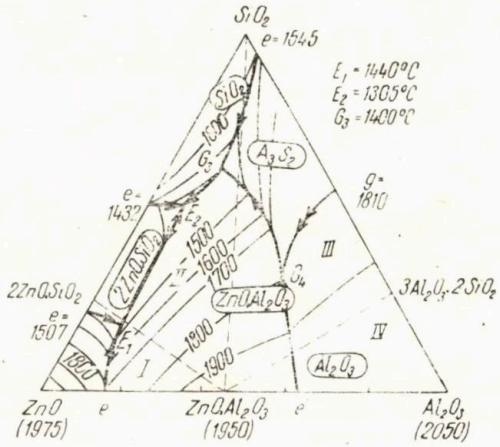


Fig. 2

În zgurele I.S.P. există cinci tipuri de legături între componenți, conform schemei:

1. Anortită ($CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ — congruent-temperatura topirii 1 550°C) — SiO_2-FeO;
2. Anortită — $CaSiO_3$ — FeO;
3. Anortită — gehlenit ($2CaO \cdot Al_2O_3 \cdot SiO_2$ — congruent — temperatura topirii 1 590°C) — FeO;
4. Gehlenit — $CaSiO_3$ — FeO;
5. Al_2O_3 — Anortit — FeO.

În cadrul sistemului CaO-MgO-Al_2O_3-SiO_2 apare o serie izomorfă continuă: akermanit ($2CaO \cdot MgO \cdot SiO_2$) — gehlenit prin substituire $(Al^{3+} + Al^{3+}) \rightleftarrows (Mg^{2+} + Si^{4+})$ după regula sumei valențelor. Cristalele mixte din această serie izomorfă sînt melilitele, prezente deseori în zgurele furnalului I.S.P., unde pot alcătui un sistem binar cu izomorfie continuă, cu un punct minim la 1 380°C.

Din sistemul CaO-FeO-Al_2O_3-SiO_2 s-a studiat porțiunea compozițiilor acide, după cum urmează:

a) În sistemul anortit — FeO-SiO_2 (fig. 3) prezintă importanță cîmpul I de parageneză, care pune în evidență rolul fondant al FeO, alături de feldspatul de calciu (anortitul). Eutecticul E_1 se topește la 1 070°C, iar eutecticul binar din sistemul SiO_2 — anortit, la 1 368°C; adaosurile de FeO, corespunzătoare compoziției eutecticului E_1, coboară temperatura de topire cu circa 300°C.

b) Sistemul anortit — FeO — wollastonit (fig. 4) este un pseudosistem, în care, pe lîngă componenții de parageneză propriu-ziși ai sistemului, mai apar și compuși incongruenți ai sistemelor învecinate, ca hercinitul și melilitele; eutecticele ternare au temperaturi de topire cuprinse între 1 125 și 1 145°C.

c) Sistemul gehlenit — FeO — wollastonit (fig. 5) prezintă eutectice ternare corespunzătoare unor temperaturi de topire de circa 1 180°C. Aceste sisteme prezintă un interes deosebit pentru studiul zgurelor I.S.P.

Dacă se iau în considerare unele probe de zgură I.S.P. de la uzinele din Copșa-Mică (tabela 2), pe baza studiului diagramelor de echi-

Tabela 2

Nr. probei	FeO, %	SiO_2, %	CaO, %	Al_2O_3, %	Pb, %
1	33,9	12,8	12	5	0,59
2	39,0	16,3	16,5	4,66	0,62
3	43,0	13,2	13,8	3,89	0,45
4	42,15	13,24	17,16	4,65	1,69
5	36,1	15,5	15,1	4,65	0,83
6	35,5	17,6	19,6	4,83	0,49

libru termic (fig. 6, 7) se constată că compoziția probelor de la poziția 1 se situează la granița domeniilor hercinită — wustită, conținînd circa 21,4% anortită și 53,2% FeO.

Figura 7 reprezintă diagrama de echilibru termic, asamblată, a SiO_2 — anortit — FeO, ex-

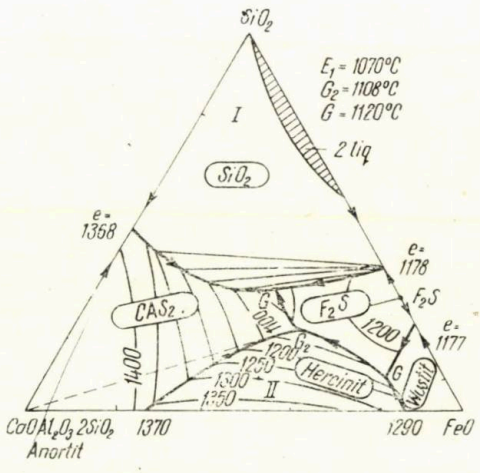


Fig. 3

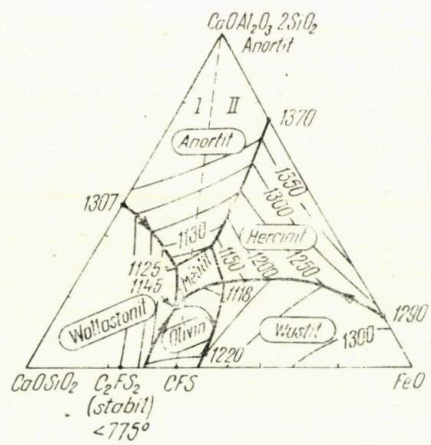


Fig. 4

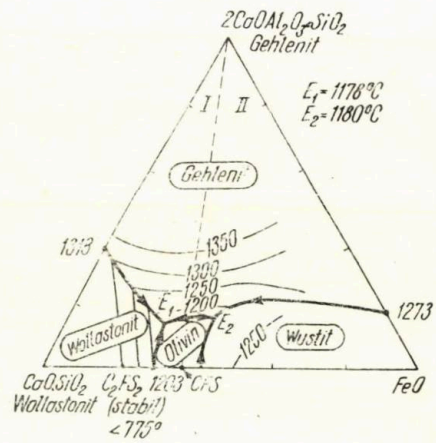


Fig. 5

punerea studiului compoziției, fazele primare și temperaturile lichidelor :

A	1 690 ± 10	lichid A ($FeO \cdot SiO_2$) + lichid B ($FeO \cdot SiO_2$) + cristobalit
B	1 690 ± 10	lichid A ($FeO \cdot SiO_2 \cdot 97$) și lichid B (FeO 42 · SiO_2 58)
C	1 470 ± 5	cristobalit + tridimit + lichid (FeO 57 · SiO_2 43)
D	1 178 ± 2	tridimit — faiallit + lichid (FeO 62 · SiO_2 68)
E	1 177 ± 5	faiallit + wustit + lichid (FeO 76 · SiO_2 24)
F	1 120 ± 4	faiallit + wustit + hercinit + + lichid (SiO_2 9 · anortit 14 · FeO 77)
G	1 290 ± 10	wustit + hercinit + lichid (anortit 14 · FeO 86)
H	1 370 + 4	hercinit + anortit + lichid (anortit 73 · FeO 27)
I	1 104 ± 4	hercinit + anortit + faiallit + + lichid (SiO_2 · anortit 27 · FeO 51)
J	1 070 ± 4	anortit + faiallit + tridimit + + lichid (SiO_2 32 · anortit 28 · · FeO 40)
K	1 368 ± 2	anortit + tridimit + lichid (SiO_2 50 · anortit 50)
L	1 470 ± 5	cristobalit + tridimit + lichid (SiO_2 60 · anortit 40)

Compoziția probelor 2 — 5 se situează în domeniul wustitei cu următoarele caracteristici : proba 2 — circa 16,6% anortită și 51% FeO ; proba 3 — circa 14,35% anortită și 58,1% FeO ; proba 4 — circa 16,4% anortită și 54,6% FeO ; proba 5 — circa 17,75% anortită și 50,6% FeO. Proba 6 corespunde domeniilor wustită — olivină, conținînd circa 17% anortită și 45,8% FeO. Din aceste date se constată că cele mai multe zgure obținute la uzinele din Copșa-Mică, într-o anumită perioadă, au corespuns domeniului wustitei, din cauza conținutului (prea mic) necorespunzător de silice și de alumină, explicîndu-se și pe această cale antrenările prea mari de cupru în zgure.

Curbele OR', $R'R$, RV', $R'V$, WV', VT, XU, UT, GU, ST, HS și $R'S$ (fig. 6) arată urmele suprafețelor (curbe) de-a lungul cărora se în-

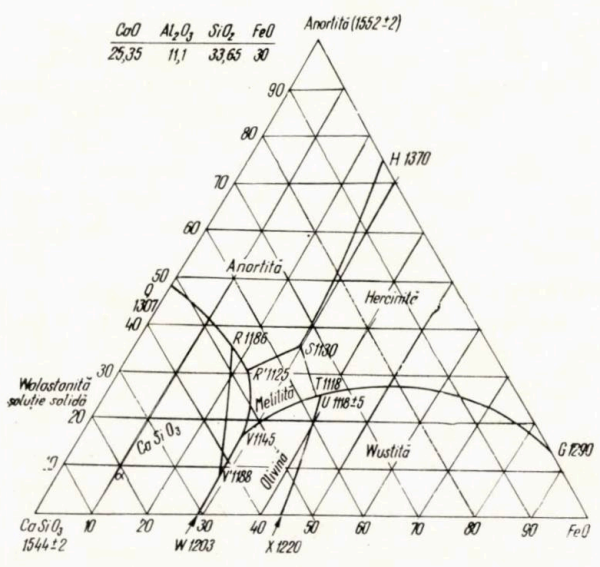


Fig. 6

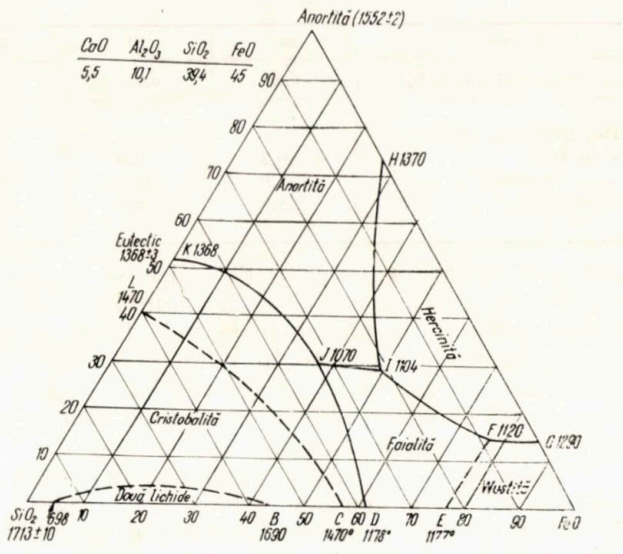


Fig. 7

tîlnesc două faze primare apropiate în interiorul tetraedrului în planul $CaSiO_3$ — anortită — —FeO. Punctele R, R', V, V', U, T și S sînt cele șapte intersecții ale liniilor sistemului variant în interiorul tetraedrului în planul $CaSiO_3$ — anortită. Fiecare din aceste puncte arată una din cele șapte linii univariante, care pot fi în planul $CaSiO_3$ — anortită — FeO. Pe fiecare din aceste șapte linii curbe univariante există trei faze solide, coexistînd în echilibru cu lichidul a cărui compoziție este situată pe aceste linii. Fazele asamblate după cele șapte linii univariante sînt : *1* — pseudowolastonit (α $CaSiO_3$) + + wolastonită (soluție solidă β $CaSiO_3$) +anortită ($CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ triclinic) + lichid situat în această linie ; *2* — wolastonită ($\alpha CaSiO_3$ soluție solidă) + lichid ; wolastonită (β $CaSiO_3$ soluție solidă) + lichid.

Pe baza acestor considerații ținîndu-se seamă de compoziția fazică și mineralogică, se recomandă următoarea compoziție medie a zgurei I.S.P. : 30% anortită ; 30% FeO ; 40% $CaO \cdot SiO_2$. Dacă conținutul de fier în încărcătură nu este mare, se folosesc zgure care au constituent de bază melilitul (soluție solidă de gehlenit și feroschermanit). În aceste condiții, compoziția zgurei trebuie să se încadreze în următoarele limite : 32% CaO ; 26% SiO_2 (un conținut tipic de SiO_2 al zgurei I.S.P. variază între 25 și 30%) ; 20% FeO și 11% Al_2O_3. Dacă încărcătura conține mult fier, pentru a se evita antrenarea unei cantități prea mari de cupru în zgură trebuie ca compoziția medie a acesteia să se încadreze în următoarele limite : 50% FeO, 20% SiO_2, 15% CaO și 5% Al_2O_3. Zgurele folosite în procedeul I.S.P., care conțin melilită ca separator de fază și au un punct de topire (fig. 6, 7) de 1 280°C, conțin în medie circa 24% SiO_2, 30% CaO și 9% Al_2O_3 ; domeniul wustitei prezintă interes numai în ca-

Tabela 3

Elementul	As	Sb	Bi	Sn	Ge	Cu	Ag, g/t
Conținutul în șarjă, %	0,23	0,05	0,002	0,065	0,001	1,72	133
Repartizarea, %							
— în zinc	0,2	2,0	5,0	7,0	28,0	—	—
— în plumb	31,0	92,0	94,0	68,0	9,0	70	95,0
— în zgură	68,8	6,0	1,0	25,0	63,0	30,0	5,0

zul conținuturilor scăzute de silice și alumină. Din cauza compoziției fazice complexe, metalele neferoase se găsesc în zgurele I.S.P. sub forme diferite, dispersate în masa compactă a silicaților de Al, Fe și Mg, care sînt compuși dominanți ai zgurei (circa 80 — 90% anortit, gehlenit, monticellit etc.).

Repartiția principalelor elemente în produsele topirii la prelucrarea aglomeratelor plumbo-zincoase prin procedeul I.S.P. se prezintă conform tabelei 3.

Variații în ceea ce privește concentrația acestor elemente și conținutul de zinc și plumb în aglomerat vor modifica evident aceste repartiții; cînd aglomeratul conține plumb în proporții diferite, repartiția cuprului între fazele mată și metal topit va varia în mod considerabil.

În tehnologia I.S.P. existentă, în cazul conținuturilor coborîte de cupru în încărcătură, acesta se reduce în cea mai mare parte complet la metal și trece în plumb, de unde se separă la rafinare sub formă de scoarțe cuproase; în cazul existenței în încărcătură a unei cantități mai mari de cupru, acesta se separă sub formă de mată cu un conținut mai mare de fier decît în matele obișnuite. Datorită pierderii de cupru în aceste produse și deranjamentelor care pot să apară la evacuarea din cuptor a produselor topite, se recomandă ca încărcătura supusă topirii la prelucrarea aglomeratelor plumbo-zincoase să nu conțină mai mult de 2% Cu.

La uzinele din Copșa-Mică, pe baza tehnologiei I.S.P., la prelucrarea concentratelor indigene zinco-plumboase impurificate cu cupru se obține deseori un plumb brut, cu circa 4 — 6% Cu și o zgură cu circa 1,2 — 1,6% Cu, conținutul de cupru al acestor produse fiind în funcție de compoziția materiei prime.

Cantitatea ridicată de cupru din zgură duce la pierderi însemnate (anual de la uzinele din Copșa-Mică s-ar putea recupera 800 — 900 t Cu), iar conținutul mare de cupru în plumbul brut produce greutăți la decuprare.

În condițiile optime de prelucrare a concentratelor plumbo-zincoase, în practica industrială (uzinele Swansea — Anglia, Neuël Godeaux — Franța etc.), s-a stabilit ca valoarea raportului:

$$\frac{\%\ \text{Cu în aglomerat}}{\%\ \text{Pb în aglomerat}} \times 100$$

să fie mai mică decît solubilitatea cuprului în plumb la 1 000°C.

În general, plumbul trebuie să fie menținut la o temperatură mai mare sau mai scăzută, în funcție de conținutul de cupru inițial, pentru ca la evacuarea lui să înglobeze cît mai mult cupru care poate fi valorificat în proporție cît mai mare. Cuprul nedizolvat de plumb se poate regăsi în zgură sub formă de mată (sub formă de sulfuri) sau ca fază independentă, sub formă metalică. Din punct de vedere al conținutului de cupru, pentru ca un aglomerat să fie prelucrat în condiții optime, în practica industrială trebuie să se respecte condiția:

$$\frac{\%\ \text{Cu din aglomerat} \times 0{,}7}{\%\ \text{Pb din aglomerat} \times 0{,}9} \leqslant 8-7$$

La cuptoarele I.S.P. existente în exploatare, procentul de cupru din aglomerat prelucrat este de 1,8 — 1,9%. Cînd aglomeratul conține peste 1,8% Cu și sub 1% S (neavînd sulf necesar pentru matificarea cuprului), cuprul rămas nesolubilizat în plumb va trece total în zgură.

Conținutul de 1,8% Cu în aglomerat a fost stabilit pentru randamentul de extracție a cuprului în plumb brut de 70% și conținutul de plumb în aglomerat de 31%, admițînd limita de solubilitate a cuprului în plumbul brut la temperatura respectivă, de maximum 5%:

$$\frac{70 \times \%\ \text{Cu}}{94 \times \%\ \text{Pb}} \times 100 = \text{A}\%\ \text{Cu}$$

Din diagrama de solubilitate Cu — Pb se caută temperatura respectivă unde A% Cu este solubil în plumb.

În legătură cu repartiția cuprului în produsele topirii s-a putut remarca faptul că o dată cu creșterea cantității de cupru din aglomerat, crește conținutul de cupru trecut în plumb brut (pînă la limita de solubilitate a cuprului în plumb, în condițiile procesului tehnologic) și cantitatea de cupru pierdută în zgură sub formă de sulfură și sub formă de fază independentă metalică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Morgan S. W. K. și Lumsden J. *Unele aspecte fizico-chimice ale funcționării furnalelor de zinc.* Sesiunea anuală A.I.M.N.E. — San Francisco, febr. 1959.

[2] Morgan S. W. K. *Producția de zinc în furnale.* Trans. Inst. Mining and Mettallurgy 1956 — 1957, 66, 553 și 1957 — 1958, 67, 127.

[3] Lumsden J. *The Physical Chemistry of the Imperial Smelting Furnace.* Conferința 10—15.VI. 1963, Bristol.

[4] Richards A. W. Gas/Slag Reactions in the I.S.F. Conferința 10—15.VI.1963, Bristol.

[5] Penico A. L. *Sovremenoe sortanie proțeso șahtonoi plavchi țincovo — șvința vîstîh materialov.* Țvetnîe metalî, nr. 5, 1966.

Unele tendinţe actuale în dezvoltarea tehnologiei de tratament termochimic

Dr. ing. Gh. SUCEVEANU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini – Bucureşti

CZ 621.785.5

QUELQUES TENDANCES ACTUELLES DANS LE DÉVELOPPEMENT DE LA TECHNOLOGIE DU TRAITEMENT THERMOCHIMIQUE

Les traitements thermochimiques par lesquels on obtient des pièces et des outils de qualité supérieure ont été récemment perfectionnés; de nouveaux processus ont été découverts et appliqués.

Dans le domaine de la cémentation et de la carbonitruration on remarque l'emploi des mélanges gazeux en prenant comme support les atmosphères endothermiques; pour les séries petites et moyennes on se sert de mélanges de substances liquides qui répandent les éléments de diffusion dans l'espace de travail. Si les conditions sont plus exigeantes, on recommande la cyanuration ou la cémentation dans des bains de sels; l'utilisation de certains mélanges moins toxiques étend l'aire de ces processus.

Dans le domaine de la nitruration on remarque l'apparition de plusieurs variantes qui ont pour but d'écourter le cycle: la nitruration par degrés, à réchauffement par induction, dans des gaz ionisés, etc. Il faut mentionner le processus de nitruration dans les bains de sels et celui de sulfinusation, dont les durées de maintien ne dépassent pas 2—4 h.

Des procédés comme le chromage, l'aluminisation le chromoaluminisation, le sherardisation, le borisation, etc., complètent la gamme des traitements thermochimiques qui confèrent aux pièces et aux outils des propriétés supérieures qui ne peuvent être obtenues par d'autres moyens.

PRESENT TENDENCIES IN THERMOCHEMICAL PROCESSING DEVELOPMENT

Thermochemical treatments — granting complex high properties to pieces and tools — underwent lately a renewal of known proceedings as well as working-out and bringing into operation of knew ones.

As regards case-hardening and carbonitriding, utilization of gaseous mixtures on endothermic atmosphere support has to be emphasized; for small and medium series, mixtures of liquid substances, generating diffusion elements in the working place, are utilized. Under exacting conditions, cyaniding and carburizing in salt baths should be prefered; utilization of less toxic mixtures extends the processing range.

In nitriding, various tendencies towards cycle shortening must be mentioned: step-nitriding, induction heating, heating in ionized gases, etc. Salt bath nitriding as well as sulphiding with only 2—4 hours processing time have to be specially emphasized.

Proceedings as: chromium plating, aluminizing, chromium-aluminizing, sherardizing, steam treating, boronizing, etc. complete the range of thermochemical treatments granting high qualities, which can not be obtained otherwise, to pieces and tools.

Procedeele de tratament termochimic au căpătat în ultimele decenii o largă extindere, ca urmare a efectelor obţinute în urma aplicării acestora asupra proprietăţilor pieselor şi sculelor. Siguranţa şi durabilitatea în exploatare a acestora sînt asigurate ca urmare a faptului că straturile superficiale ale pieselor şi sculelor, în locul de exercitare a principalelor solicitări şi tensiuni, au duritatea şi rezistenţa la gripare şi uzură foarte ridicate, o bună rezistenţă la coroziune şi eroziune, o rezistenţă la oboseală ridicată, un aspect comercial plăcut etc.

În domeniul cementării, principalul proces tehnologic termochimic care se remarcă în prezent atît pe plan mondial, cît şi în ţara noastră, este părăsirea carburării în mediu solid şi tendinţa de generalizare a carburării gazoase, în diverse variante, determinate în principal de compoziţia amestecurilor sau de natura utilajelor. Cauzele care au dus la înlocuirea vechiului procedeu sînt multiple, remarcîndu-se productivitatea necorespunzătoare, condiţiile grele de muncă, preţul de cost ridicat şi greutatea aplicării unui control riguros al procesului. În domeniul cementării gazoase se distinge în prezent, pe plan mondial, tendinţa renunţării la introducerea directă în cuptor a gazului carburant (metoda cea mai des întîlnită în ţara noastră) şi înlocuirea acesteia cu introducerea unui amestec gazos riguros controlat ca compoziţie, preparat separat. Această tendinţă a fost generată de necesitatea unui control riguros al procesului de difuziune (în principal al conţinutului superficial maxim de carbon în strat şi al variaţiei acestui conţinut în adîncimea stratului). Necesitatea preparării separate a

amestecului gazos carburant și a păstrării unui anumit potențial de carbon în diversele zone ale spațiului de încălzire a dus la o serie de soluții constructive ale cuptoarelor și utilajelor aferente (generatoare, aparate de control al punctului de rouă etc.) foarte costisitoare, dar apreciate ca necesare din punct de vedere calitativ. În mod obișnuit amestecul gazos introdus în cuptor va fi preparat astfel încît să asigure un conținut de carbon în stratul de difuzie, de 0,80 — 1,0%. Un conținut mai ridicat de carbon duce la apariția austenitei reziduale, la scăderea durității și a rezistenței, la imposibilitatea efectuării călirii directe din agregatul de cementare, la încălziri suplimentare, la micșorarea durabilității elementelor de încălzire a cuptoarelor și a cărămizilor etc. Pentru cementarea unor piese de serie pentru autovehicule, în S.U.A. și U.R.S.S. se folosește un amestec de gaz purtător, obținut într-un generator endoterm, uneori avînd și un adaos de hidrocarburi gazoase, cu un conținut la intrarea în agregatul de tratament de 22 — 24% CO; 39 — 42% H_2; 1 — 2% CH_4; rest N_2. Compoziția amestecului gazos, ca și punctul său de rouă (și deci conținutul de carbon obținut în stratul difuzat), variază în cuptor de la zonă la zonă [1], [2].

Sînt demne de menționat unele surprize care pot apărea la cementarea în atmosfere pe bază de gaz endoterm; este vorba de apariția într-o zonă superficială de ordinul a cîtorva sutimi de mm, a unei rețele întunecate troostitice după călire [3], [4], [5]. Cauza acestui fenomen este oxidarea interioară a unor elemente de aliere din oțelurile de cementare (Cr, Mn, Ti, Si) în atmosfera endotermă. Aceasta provoacă scăderea concentrației de carbon și de elemente de aliere a soluției solide, ceea ce face să scadă călibilitatea, proprietățile de rezistență la rupere și rezistența la oboseală. Pentru preîntîmpinarea fenomenului de oxidare interioară se recomandă adaosul de 5 — 10% amoniac timp de 10 min înainte de terminarea procesului de cementare. Un alt mijloc îl constituie utilizarea unor oțeluri aliate cu 0,5% Mo și cu maximum 0,5% Cr. Fenomenul de oxidare interioara poate apărea și la carbonitrurarea în agregate similare, dacă conținutul de azot în strat este sub 0,1%.

Pentru serii mai mici de piese, se consideră modern procedeul de cementare gazoasă realizat prin introducerea directă în spațiul de lucru al cuptoarelor a unor lichide, care la temperatura corespunzătoare eliberează carbon atomic. Procedeul este extins în R. D. Germană, Cehoslovacia, U.R.S.S., Elveția etc. În R.D. Germană și în R.S. Cehoslovacă se utilizează un amestec lichid denumit Teral (40% terebentină, 30% acetonă, 30% alcool etilic) [6]. În România, la Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini s-a elaborat tehnologia pentru cementarea prin picurare a benzenului sau a amestecului constituit din 40% acetonă, 30% alcool etilic și 30% alcool metilic [7], [8]. De asemenea, prezintă interes cementarea gazoasă cu sintin, pusă la punct în U.R.S.S. În Elveția, o variantă nouă a acestui procedeu este denumită „Carbomaag"; se poate aplica atît în cuptoare cu mufla verticale, cît și în cuptoare cameră. Amestecul lichid generator de gaz carburant este format din acetat de etil [9].

În vederea măririi productivității procesului de cementare gazoasă, s-au făcut cercetări de cementare la temperaturi ridicate (peste 1 000°C) cu încălzire în cuptoare sau prin inducție, în agregate speciale. Procedeul prezintă avantaje evidente pentru cementarea pieselor de mare serie, la care nu este necesară schimbarea inductoarelor și modificarea parametrilor de încălzire, cum ar fi roți dințate pentru autovehicule, inele de filat etc. În același scop s-au făcut cercetări de aplicare a încălzirii prin curenți de înaltă frecvență (la o frecvență radio de 450 kHz) la cementarea în medii lichide reci; în timp de 10 min s-a reușit să se obțină un strat cementat de 0,6 mm [10].

Carbonitrurarea oferă o serie de avantaje față de cementarea gazoasă, dintre care mai principale sînt [11]:

— temperatura la care are loc procesul (800 —850°C) este mai coborîtă, din care cauză procesul este mai economic, reducîndu-se consumul de energie și mărindu-se durabilitatea utilajelor; în același timp se evită supraîncălzirea și deci este posibilă călirea directă de la temperatura de carbonitrurare;

— stratul carbonitrurat are o călibilitate mai ridicată, ceea ce permite înlocuirea unor oțeluri aliate cu oțeluri mai slab aliate sau chiar nealiate; se reduce prin aceasta posibilitatea deformării și fisurării la călire;

— stratul carbonitrurat conferă proprietăți superioare de rezistență la uzură și coroziune.

Printre dezavantajele carbonitrurării se numără limitarea adîncimii stratului de difuzie (în condiții normale de productivitate) la 0,6 — 0,8 mm, chiar dacă temperatura crește la 870 — 885°C, așa cum se observă în figura 1; de asemenea în cazul carbonitrurării unor oțeluri mediu sau înalt aliate, austenita reziduală care se păstrează în microstructură la marginea pieselor impune un tratament suplimentar la temperaturi sub 0°C. Ca și la cementare, în procesul de carbonitrurare poate apărea oxidarea internă a elementelor stratului de difuzie, atunci cînd conținutul de azot este sub 0,1%; la depășirea însă conținutului de 0,4% N_2, în strat aparte un alt fenomen nedorit, și anume „constituentul întunecat", format din pori umpluți probabil cu grafit. Ambele defecte fac să scadă rezistența la oboseală. De mare importanță

este şi suma conţinutului de azot şi carbon, care poate varia între 0,80 şi 1,50%, în funcţie de natura oţelului care se carbonitrurează [12]. De aici rezultă importanţa deosebită care trebuie acordată aparaturii de măsură şi control, ca şi deservirii acesteia, astfel încît să se

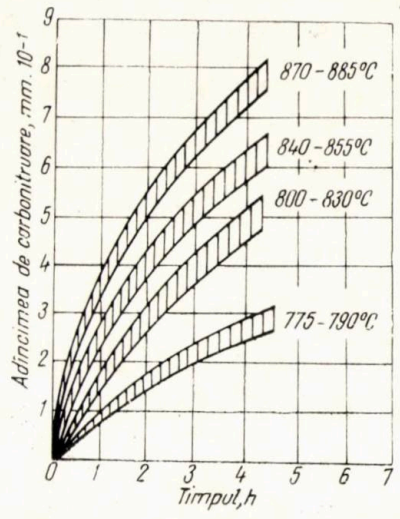


Fig. 1

obţină proprietăţi optime ale pieselor tratate termochimic.

Carbonitrurarea se poate realiza, ca şi cementarea, fie prin introducerea amestecului gazos carbonitrurant direct în cuptor, fie prin folosirea atmosferei controlate, cu potenţial de carbon reglat cu adaos de amoniac. Tendinţa actuală este de a se folosi atmosfera controlată endotermă ca bază a mediului de carbonitrurare, cu adaosuri mici de 3 — 7% CH_4 şi 2 — 15 % NH_3 anhidru. Drept atmosferă endotermă se poate utiliza, de exemplu, cea cu următoarea compoziţie : 20% CO; 40% H_2; 0,5% CH_4; CO_2 şi O_2 lipsă; restul N_2. Punct de rouă = = — 5°C.

În prezent, pentru carbonitrurare se utilizează cuptoare automatizate speciale, în care încărcarea, parcurgerea cuptorului şi răcirea pentru călire se efectuează automatizat, ca şi controlul procesului. Nefiind necesară coborîrea temperaturii de austenitizare prealabilă călirii, ca în cazul cementării, agregatele de acest tip au o productivitate ridicată. În figura 2 este dată schema unui asemenea cuptor de fabricaţie SFEAT (Italia), care poate fi utilizat şi pentru cementări sau încălziri în atmosferă de protecţie (*1* — masă de încărcare; *2* — placă de încărcare; *3* — preîncălzire; *4* şi *5* — încălzire la maximum 950°C; *6* — elemente de încălzire; *7* — camere de descărcare; *8* — elevator; *9* — bazin de călire; *10* — arzătoare; *11* — ventilatoare).

În România procedeul de carbonitrurare este deja aplicat la o serie de uzine, ca : Uzina de mecanică fină — Sinaia, uzina „Rulmentul" — — Braşov, uzina „Timpuri Noi", în care înlocuirea cementării gazoase sau a cianurării lichide a fost avantajoasă. De asemenea, acest procedeu prezintă interes pentru uzinele de serii mai mici, care nu posedă instalaţii de atmosferă de protecţie sau reţea de gaze naturale. Rezultate pozitive s-au obţinut prin utilizarea trietanolaminei, în cercetările efectuate de I.C.T.C.M. şi prin aplicarea la o serie de uzine constructoare de maşini [7], [8].

Cementarea şi cianurarea în băi de săruri rămîn în continuare procedee termochimice la care se apelează în cazuri în care se tratează piese destinate unor utilizări exigente. Pe plan mondial sînt răspîndite compoziţii de amestecuri în care componentul principal activ este cianura alcalină [13].

Din cauza măsurilor de tehnica securităţii şi protecţiei muncii, prezenţa cianurilor în aceste băi de săruri a frînat într-o largă măsură extinderea procedeelor. Dintre preocupările de înlocuire a acestor substanţe toxice cu altele netoxice sau mai puţin toxice se amintesc cercetările întreprinse la I.C.T.C.M. privind utilizarea ureei ca substanţă activă care să genereze azotul şi carbonul prin intermediul cianatului, care se formează la topire. Noile amestecuri de cianurare şi cementare lichidă au fost extinse într-o serie de uzine constructoare de maşini („30 Decembrie" — Cugir, „Automecanica" — — Sibiu, „U.P.A." — Colibaşi, I.E.M.B. — Oradea etc.), rezultatele obţinute fiind remarcabile.

În domeniul procesului de nitrurare, tendinţa principală este de a găsi variante tehnologice care să ducă la scurtarea ciclului. Căile principale de reducere a duratei de nitrurare în gaze, prin care s-au obţinut rezultate, au fost : prin schimbarea regimului de temperatură; prin

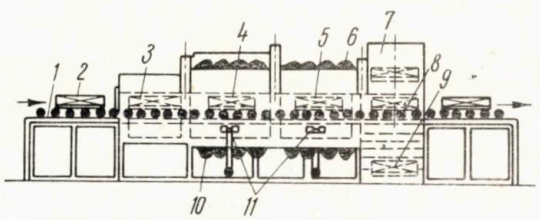


Fig. 2

folosirea catalizatorilor; prin aplicarea unor metode fizice de acţiune asupra proprietăţilor de absorbţie a azotului de către oţel sau asupra azotului atomic [14].

În prezent, în practică, se aplică nitrurarea prin schimbarea regimului de temperatură, utilizînd două sau trei trepte. Astfel, nitrurarea în două trepte (500 şi 540°C) face să se scurteze durata de menţinere de la 50 la 39 h, pentru o adîncime de strat de 0,5 mm. În cazul în

care cea de-a doua treaptă se ridică la peste 540°C (fapt care se poate admite la anumite oţeluri şi la anumite piese), durata se scurtează şi mai mult. Nitrurarea în trepte este aplicată şi bine stăpînită la Uzinele constructoare de maşini din Reşiţa, la unele repere de la locomotiva Diesel electrică.

Tot pe linia tendinţelor actuale de îmbunătăţire şi accelerare a procesului de nitrurare se situează şi o serie de cercetări de nitrurare gazoasă cu încălzire prin inducţie sau în gaze

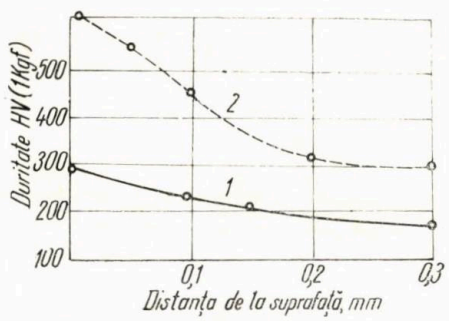


Fig. 3

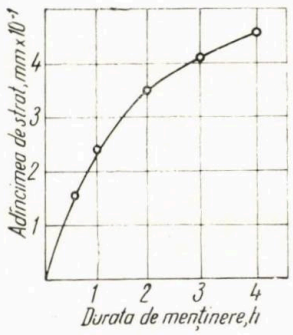


Fig. 4

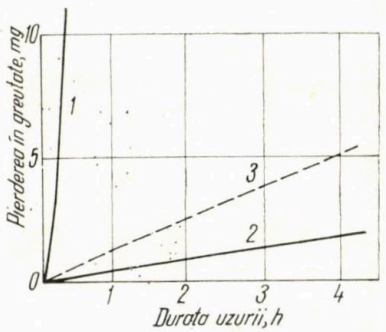


Fig. 5

ionizate [15]. Cercetările efectuate la Şcoala superioară tehnică din Kosice — Cehoslovacia au arătat posibilitatea utilizării azotului fazei ε, formată în prima treaptă de nitrurare pentru saturarea fazei α, micşorînd sau reducînd total amoniacul în treapta a doua a procesului. În această variantă a nitrurării gazoase, adîncimea stratului sau duritatea nu se micşorează faţă de valorile obţinute în condiţii normale de nitrurare în amoniac şi se îmbunătăţeşte calitatea stratului, ieftinindu-se în acelaşi timp costul operaţiei [16]. O altă variantă mai economică a nitrurării în gaze este aceea în care gazele de nitrurare disociate, utilizate într-un prim cuptor, se utilizează într-un al doilea cuptor de nitrurare, racordat la primul. Gradul de disociere a amoniacului, pînă la care se obţine un strat de nitrurare corespunzător la piesele din al doilea cuptor, este de 60%. Cu acelaşi scop de reducere a consumului de amoniac se preconizează utilizarea azotului molecular de butelie, ca diluant al amoniacului [17].

În ultima vreme, pe plan mondial s-a extins nitrurarea în băi de săruri; deoarece în principal acest proces se aplică oţelurilor de construcţie obişnuite, la care duritatea după nitrurare nu capătă valori prea ridicate (la sarcini de apăsare de ordinul kilogramelor), acest procedeu se mai numeşte în mod impropriu nitrurare moale. Procesul se caracterizează printr-o durată foarte scurtă de menţinere a pieselor (uzual 1 — 3 h) şi printr-o temperatură de 560 — 580°C, pentru o adîncime de strat sub 0,5 mm. Aliajele Fe-C, nitrurate în băi de săruri, se caracterizează printr-o rezistenţă ridicată la gripare, uzură, coroziune şi oboseală [18]. Duritatea (cu sarcină mică) a stratului nitrurat în băi de săruri a unui oţel nealiat, cu conţinut scăzut de carbon, creşte neînsemnat; la oţelurile de construcţie aliate duritatea în strat poate depăşi 600 μHV, aşa după cum se vede din figura 3, pentru oţelul de tip OLC 15 (curba *1*) şi 34 Cr 4 (curba *2*), nitrurate 3 h la 580°C. Compoziţia chimică a amestecurilor topite pentru nitrurare a variat în timp; s-au utilizat amestecuri în care componentul activ permanent a fost cianura alcalină; se utilizează în prezent un amestec format din 45% NaCN + + 35% KCNO + 20% săruri alcaline neutre (cloruri, carbonaţi).

În România a fost pusă la punct o compoziţie de baie de săruri, în care s-a urmărit în principal înlocuirea cianurilor alcaline cu alte săruri netoxice [19]. Amestecul optim, care dă rezultate similare celor pe bază de cianuri şi care în acelaşi timp este netoxic pînă la topire, mai ieftin şi mai uşor de procurat, este format din 55% CON_2H_4 + 45% Na_2CO_3.

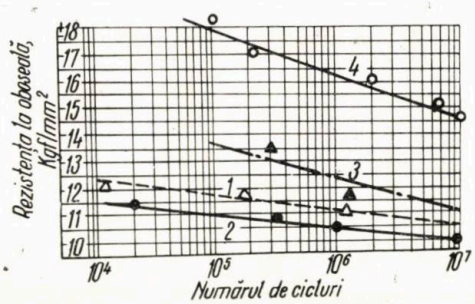


Fig. 6

Adîncimea stratului nitrurat, obţinută într-o astfel de baie, în funcţie de menţinere, este dată în figura 4.

În figura 5 este dată rezistenţa la uzură (măsurată prin pierderea în greutate) a unor probe din oţel de tipul OLC 15, din care se vede superioritatea probelor tratate prin tratamentul de nitrurare în băi de săruri (curba *2*), faţă de starea cementată (curba *3*) şi netratată termic (curba *1*).

În figura 6 sînt date curbele Wöhler de rezistenţă la oboseală a unor arbori cotiţi din oţel

34 Cr 4, tratate termic după diferite procedee. În ordine descrescîndă, rezistența la oboseală a variat de la starea nitrurată în băi de săruri (curba *4*), ecruisată cu alice (curba *3*), îmbunătățire (curba *1*) și îmbunătățire asociată cu călirea superficială [18].

În R.F. a Germaniei s-a pus la punct o variantă a procedeului de nitrurare în băi de săruri, și anume barbotarea cu aer a acesteia în vederea accelerării formării din cianură a cianatului alcalin în baie și deci accelerarea procesului (patentul s-a înregistrat sub denumirea de TENIFER în R.F. a Germaniei și TUFFRIDE în Anglia și S.U.A.). Dintr-o serie de cercetări întreprinse de autorul lucrării de față s-a dovedit că barbotarea cu aer a băii sau introducerea unor substanțe oxidante în aceasta nu este necesară atunci cînd se utilizează băi de săruri pe bază de uree, cînd încă de la topirea amestecului există în baie cantitatea maximă de cianat alcalin activ.

În Japonia și S.U.A. a apărut recent procedeul de nitrurare în băi de săruri cu depunerea prealabilă a unui strat subțire de titan, pe cale electrolitică. Afinitatea ridicată a acestui metal pentru hidrogen duce la accelerarea procesului [20]. De altfel, acoperirea prealabilă pe cale galvanică a unor metale, urmată de un tratament termochimic prin difuzie a acestora, s-a cercetat și în alte țări ; astfel, în Franța s-a obținut pe oțel un strat de difuziune complex de Fe-Mo, depus simultan pe cale galvanică, dintr-o baie pe bază de $FeSO_4$ și Na_2MoO_4, după care a urmat o carbonitrurare în NH_3 + + 8% C_3H_8. Stratul obținut posedă o asociație interesantă de proprietăți, inclusiv o duritate de 1 200 — 1 400 μHV [21].

Sulfizarea (sulfocianurarea) ca procedeu termochimic este asemănătoare procedeului de nitrurare în băi de săruri și se caracterizează prin conferirea unei rezistențe ridicate la gripare, alături de cea la uzură, la coroziune sau la oboseală. În afară de parametrii tehnologici (temperatură, durată etc.) și de rezultatele acestora (adîncimea stratului, duritatea și microduritatea, microstructura), asemănarea cu procedeul de nitrurare în băi de săruri este valabilă și în cazul compozițiilor chimice, în sensul că, în general, compozițiile amestecurilor de sulfizare utilizate curent sînt similare celor de nitrurare în săruri, la care se mai adaugă și un compus al sulfului insuficient oxidat (de exemplu Na_2SO_3, $Na_2S_2O_3$). Astfel, I.C.T.C.M. recomandă o baie care a dat bune rezultate în exploatare, formată din 55% CON_2H_4 + 45% Na_2CO_3, la care se adaugă 8% Na_2SO_3. Procedeul de sulfizare s-a extins și în România, obținîndu-se rezultate remarcabile la Uzina de pompe — București (la sulfizarea unor bucșe din fontă într-o baie pe bază de NaCN și Na_2SO_3), la Fabrica de șuruburi — Brașov (la sulfizarea unor matrițe și poansoane de lucru la cald, într-o baie pe bază de $K_4Fe(CN)_6$ și Na_2SO_3, la uzina „Electroputere" — Craiova (într-o baie formată din CON_2H_4, Na_2CO_3 și Na_2SO_3) etc.

Pe plan mondial există tendințe de aplicare și a altor procedee de tratament termochimic mai puțin cunoscute sau mai puțin răspîndite, care conferă pieselor sau S.D.V.-urilor asociații de proprietăți din cele mai apreciate ; este vorba de cromizare, alitare, cromoalitare [22], șerardizare, feroxare (tratament în aburi), borizare etc. În România, o parte din seria acestor procedee termochimice care au fost studiate și cercetate au dus la rezultate dintre cele mai bune. Astfel, piesele cromizate sau alitate au dat rezultate superioare de rezistență la temperaturi ridicate, coroziune în medii chimice sau în apă de mare, duritate etc. Este de așteptat de la cromoalitarea pieselor o îmbinare complexă superioară a unor asemenea proprietăți. Din păcate extinderea unor asemenea procedee este îngreuiată, printre altele, de lipsa materiei prime de bază (ferocromul) la granulație corespunzătoare. De asemenea, procesul de șerardizare (termodifuziunea zincului din pulberi), studiat și încercat cu bune rezultate, nu se aplică drept procedeu de protecție împotriva coroziunii în anumite medii speciale (de exemplu apă marină cu aer, apă cu hidrogen sulfurat etc.) deși în străinătate procesul se aplică pe scară industrială largă. Institutul VNITI din Kiev a proiectat o linie continuă de zincare termică, urmată de difuziunea zincului pentru țevi de oțel, ca o variantă modificată a proce-

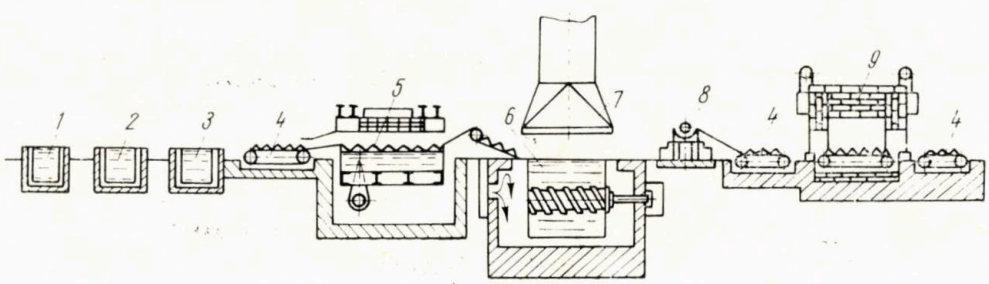


Fig. 7

deului de șerardizare. După o zincare termică într-un cuptor-baie de zinc, țevile trec într-un alt cuptor cu temperatura de 500 ± 10°C, unde timp de 10 — 15 min se realizează stratul de difuziune. Stratul este bine legat de materialul de bază, este elastic, nu se exfoliază și nu crapă. Din punct de vedere economic, noua variantă de termozincare apare ca fiind mai productivă și mai ieftină.

În figura 7 se dă schema unei asemenea linii de zincare continuă urmată de difuziune, pentru țevile de oțel (*1*, *2*, *3* — băi de degresare; *4* — rolgang; *5* — cuptor de uscare; *6* — cuptor-baie de zincare; *7* — hotă de ventilație; *8* — instalație pentru scoaterea țevilor din baie; *9* — cuptor pentru tratamentul de difuziune a zincului).

Un exemplu de procedeu termochimic care trebuie extins în viitor este acela de feroxare. Cercetat de către I.C.T.C.M. și aplicat la tacheții motoarelor de 350 și de 700 CP, fabricate de uzina „23 August" — București, procedeul a dus la accelerarea procesului de rodare, la mărirea rezistenței la coroziune și la prelungirea duratei de funcționare a tacheților. Procedeul trebuie luat în considerație și în cazul segmenților, al tablelor electrotehnice, al sculelor (mai ales că se obține și un aspect comercial plăcut) etc.

Cunoașterea la zi a tendințelor pe plan mondial de dezvoltare a tehnologiei de tratament termochimic este necesară atît la elaborarea planurilor de cercetări tehnologice ale ramurilor industriale interesate, cît și la întocmirea tehnologiei produselor noi în asimilare. Introducerea noilor procese tehnologice de tratament termochimic, parte integrantă din procesul de însușire a tehnicii și tehnologiei moderne, este în același timp un imperativ al industriei noastre în plin avînt.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Metals Handbook, ed. a 8-a, vol. 2, Ohio, ASM, 1964, p. 93—114.

[2] Assonov A. D. *Sovremennîe metodî termiceskoi obrabotki.* Moscova, Mașinostroenie, 1964, p. 21—210.

[3] Prenosil B. *Härterei Technische Milteilungen,* 1964, nr. 1, p. 31—35, 1966, nr. 1, p. 24—33, 1966, nr. 2, p. 124—137.

[4] Kozlovski I. S. ș.a. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1967, p. 2—7.

[5] Lahtin I. M. ș. a. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 10, 1967, p. 27—35.

[6] Kunz F. ș. a. Die Technik, nr. 6, 1966, p. 368—372.

[7] Suceveanu G. ș. a. Metalurgia, nr. 11, 1966, p.626—628.

[8] Ionescu D. și Suceveanu G. La Métallurgie et la Construction Mécanique, nr. 5, 1966, p. 361—366.

[9] Wyss U. La technique moderne, nr. 7, 1966, p. 291 — 295.

[10] Lozinski M. G. *Promîșlennoe primenenie indukționnogo nagreva.* Ed. Acad. de Științe a U. R. S. S., Moscova, 1958.

[11] Teodorescu Al. *Cercetări cu privire la tratamentul de carbonitrurare.* București, I. D. T., 1962.

[12] Kalinin A. T. și Novicova A. I. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 10, 1965, p. 2—6.

[13] * * * Metals Handbook, ed. a 8-a, vol. 2, Ohio, ASM, 1964, p. 129—145.

[14] Iurghenzon A. A. *Azotirovanie v energomașinostroenii.* Moscova, Mașghiz, 1962.

[15] Butenko O. I. ș. a. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1967, p. 7—10.

[16] Zabavnik V. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1967, p. 15—17.

[17] Smirnov A. și Kulesov I. I. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 5, 1966, p. 43—49.

[18] Suceveanu G. *Mărirea rezistenței pieselor metalice prin nitrurare în băi de săruri.* București, I.D.T., 1963.

[19] Suceveanu G. și Minkevici A. N. Metalurgia, nr. 6, 1966.

[20] * * * La Machine outile française, nr. 3, 1967, p. 179—180.

[21] Massin M. Surfaces, finitions et protections, nr. 22, 1966, p. 67—72.

[22] Genieys E. Traitement thermique, nr. 19, 1966, p. 17—22.

Tendinţe actuale în tehnica reducerii directe a minereurilor de fier

Prof. dr. ing. I. TRIPŞA şi ing. OV. HĂTĂRĂSCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.181

Una din caracteristicile principale ale industriei siderurgice în etapa actuală este creşterea rapidă a producţiei de oţel în lume, ca urmare a sporirii populaţiei şi a ridicării nivelului de trai, cu toată concurenţa relativ puternică a aluminiului şi a maselor plastice. În consecinţă, producţia mondială de fontă brută a sporit, atingînd, la sfîrşitul anului 1966, 320 mil. t, fiind realizată în proporţie de 99% în furnale [1].

Dificultăţile legate de lipsa unor cantităţi suficiente de cărbuni cocsificabili necesari la fabricarea cocsului pentru furnale, cerinţele tot mai mari de oţeluri speciale au determinat în ultima vreme introducerea în siderurgie a noi procedee de reducere directă. Termenul de „reducere directă" se aplică foarte larg la orice procedeu, cu alt sens decît cel obişnuit pentru extragerea fierului din minereu.

Faţă de obţinerea fierului în furnal, procedeele de reducere directă oferă următoarele avantaje: utilizează agenţi reducători sau combustibili ieftini (cărbune necocsificabil, cocs mărunt, gaz natural, gaz de sondă); valorifică fierul din materii prime indigene care nu pot fi folosite la furnal; necesită investiţii mai mici; produsul obţinut, în funcţie de compoziţia chimică a minereului de fier, este lipsit de impurităţi nocive (As, Sn, Cu, P), prezente în fierul vechi.

Aceste considerente, precum şi altele, au făcut ca în prezent interesul pentru procedeele de reducere directă să se contureze cu precizie. Instalaţiile de reducere directă construite în ultima vreme sau care sînt în curs de realizare, precum şi cele două congrese mondiale în legătură cu reducerea directă a minereurilor de fier, ţinute la Chicago (S.U.A., 3—5 mai 1960) şi la Evian (Franţa, 28—31 mai 1967), dovedesc importanţa care se acordă pe plan mondial procedeelor pentru obţinerea şi utilizarea minereurilor reduse.

Cercetările de mari proporţii efectuate în ultimii ani au arătat că reducerea directă oferă posibilităţi noi pentru siderurgia clasică. Prin folosirea peletelor prereduse productivitatea furnalelor poate creşte foarte mult, în timp ce consumul de cocs scade aproape în aceeaşi proporţie. Prin aplicarea noilor metode, cum ar fi încărcarea continuă a buretelui de fier în baia lichidă a cuptoarelor electrice, productivitatea acestora creşte cu mai mult de 50%, în comparaţie cu ceea ce se obţine folosind fierul vechi.

Numărul şi varietatea mare a procedeelor pentru reducerea directă a minereurilor impune stabilirea unor criterii pentru clasificarea lor. Aceasta se poate face în funcţie de temperatura de reducere, de natura agentului reducător, de produsul obţinut, de tipul cuptorului de reducere etc.

În funcţie de temperatura de reducere, se disting procedee de reducere la temperaturi joase (500—1 100°C), din care rezultă un produs în stare solidă sub formă de bucăţi, pelete sau pulbere, şi procedee de reducere la temperaturi înalte (peste 1 650°C), din care rezultă un produs în stare lichidă (fontă sau oţel). Excepţie de la această clasificare o face procedeul Krupp-Renn, care are loc la o temperatură intermediară (1 250—1 300°C) şi care asigură obţinerea lupelor de fier.

Din punctul de vedere al naturii reducătorului utilizat se deosebesc următoarele procedee:

— Procedee care folosesc combustibili solizi. Acestea prelucrează minereurile de fier mărunte şi în majoritatea cazurilor reducerea are loc într-un cuptor rotativ (SL/RN, Krupp-Renn, Krupp-Eisenschwam, Höganäs etc.).

— Procedee care folosesc gaze obţinute în urma gazeificării combustibililor solizi (Wiberg, Finsider). Cu ajutorul unor astfel de procedee se pot reduce toate minereurile sub formă de bucăţi.

— Procedee de reducere cu gaze, din care se disting două categorii: procedee care folosesc patul fluidizat şi care prelucrează minereurile fine (H-Iron, Novalfer-ONIA, Esso-Fior); procedee cu pat fix pentru minereurile sub formă de bucăţi (H.y.L., ICEM, Madras, Purofer etc.).

În funcţie de produsele rezultate se disting procedee de reducere care urmăresc obţinerea de fontă brută lichidă; feroaliaje lichide; burete de fier conţinînd proporţii diferite de oxigen rezidual şi steril; lupe; pulbere de fier; oţel lichid.

STADIUL ACTUAL AL PRINCIPALELOR PROCEDEE DE REDUCERE DIRECTĂ

Numărul procedeelor de reducere directă, cunoscute pînă în prezent în tehnica mondială, este foarte mare. Ca exemplu se menţionează că numai în Anglia, în perioada 1855—1905, s-au înregistrat 284 brevete, iar în S.U.A., pînă în anul 1944 s-au brevetat 897 procedee de reducere directă [2]. Foarte multe din aceste procedee au fost abandonate fie din cauza faptului că nu erau economice, fie că transpunerea lor la scară industrială prezenta multe greutăţi din punct de vedere tehnic. În acest sens se consideră destul de edificatoare analizarea cauzelor care au contribuit la dezvoltarea sau la restrîngerea cîtorva procedee de reducere directă, dintre care atrage atenţia în primul rînd procedeul Krupp-Renn. Acest procedeu, pus la punct de prof. F. Johanssen în cadrul uzinei Krupp din Magdeburg, în anii 1931—1933, a fost axat pe valorificarea minereurilor de fier sărace şi silicioase în cuptor rotativ şi care nu puteau fi introduse în furnal pentru elaborarea fontei. Datorită lipsei de minereuri, Germania a dezvoltat destul de mult acest procedeu atît înainte, cît şi în timpul celui de-al doilea război mondial, mai cu seamă că la reducere pot fi folosiţi şi combustibili solizi inferiori. După cel de-al doilea război mondial procedeul cunoaşte o dezvoltare continuă nu numai în Germania dar şi în alte ţări care dispun de minereuri sărace şi de cărbuni inferiori.

Astfel în afară de Germania (R. F. a Germaniei şi R.D.Germană) mai existau instalaţii industriale Krupp-Renn în Polonia, Cehoslovacia, Japonia, Coreea, Spania şi Grecia, a căror capacitate se ridica, în anul 1963, la 5 mil. t minereu/an [3], [4], [5]. Numai instalaţiile din Cehoslovacia puteau prelucra circa 1 600 000 t minereu/an.

Odată cu apariţia unor noi rezerve de minereuri bogate în fier importanţa procedeului Krupp-Renn s-a diminuat şi, în consecinţă, unele instalaţii industriale au fost oprite.

La aceasta s-a adăugat şi o serie de deficienţe ca: consum ridicat de combustibil, conţinut mare de sulf în lupe, durabilitate mică a căptuşelii cuptorului etc. Se pare că şi în Cehoslovacia, în următorii ani, producţia de lupe se va restrînge.

Deficitul de fier vechi apărut după cel de-al doilea război mondial, precum şi tendinţa de valorificare a materiilor prime indigene, au dat un impuls nou cercetărilor în domeniul reducerii directe a minereurilor de fier. În aceste condiţii unele procedee au intrat în fază semiindustrială sau industrială, ca: SL/RN, Wiberg, H-Iron, H.y.L. etc.

În paralel, tehnica elaborării fontei în furnal a evoluat mult. Datorită unor metode avansate, ca folosirea aglomeratului autofondant produs din concentrate tot mai bogate în fier, utilizînd o presiune ridicată la gîtul furnalului şi introducînd aer la temperaturi ridicate concomitent cu hidrocarburi gazoase sau lichide, furnalul şi-a îmbunătăţit simţitor indicii tehnico-economici. Astfel, în prezent nu există un procedeu de reducere care să concureze de la egal la egal, în orice parte a globului, în orice condiţii, cu furnalul înalt. Faptul că unele procedee au reuşit să fie introduse în fază industrială se datorează unor condiţii strict locale, ca: lipsa cărbunilor cocsificabili; existenţa unor rezerve însemnate de gaz metan sau de combustibili solizi inferiori; lipsa fierului vechi; prezenţa unor zăcăminte de minereuri de fier bogate.

Acolo unde aceste condiţii sînt îndeplinite parţial sau total, procedeele de reducere directă sînt favorizate a fi aplicate.

O largă răspîndire o are în prezent procedeul SL/RN care poate fi considerat ca o perfecţiune a procedeului Krupp-Renn. Acest procedeu permite să se valorifice atît minereurile bogate, cît şi cele sărace, la faza de burete de fier sau pelete metalizate şi la un consum scăzut de combustibili solizi inferiori. Astfel, o serie de ţări slab dezvoltate industrial sau în curs de dezvoltare, care dispun de cărbuni energetici şi de minereuri de fier, au adoptat acest procedeu în locul furnalului.

Capacitatea totală a acestor instalaţii se ridică la peste 1,5 mil. t de fier/an [6].

În Mexic se simte lipsa fierului vechi şi de calitate bună, care costă 45 dolari/t, precum şi de cărbuni cocsificabili, dar se dispune de minereuri de fier bogate şi de gaz metan. În aceste condiţii buretele de fier produs după procedeul H.y.L. costă mai puţin de 30 dolari/t, fapt care a dus la construcţia, în Mexic, a instalaţiilor de mare capacitate pentru fabricarea buretelui de fier din care se elaborează oţel în cuptoare electrice. Este posibil ca în viitor aceste instalaţii să se construiască şi în Brazilia.

Ca un alt exemplu poate fi menţionat cazul Suediei. Se cunosc calităţile oţelului suedez al cărui secret de fabricaţie constă în primul rînd în folosirea, la elaborare, a unor materii prime curate, printre care un rol principal îl are fonta obţinută în furnale, cu mangal. Dar, chiar înainte de primul război mondial şi după aceea, producţia de fontă cu mangal a Suediei s-a redus din ce în ce mai mult, ultimul furnal cu mangan fiind oprit la Svarta în octombrie 1966; pentru menţinerea calităţii ridicate a oţelului, Suedia a adoptat două variante: folosirea fontei desulfurate în afara furnalului sau obţinerea buretelui de fier prin metoda Wiberg.

Ca urmare, s-au construit în paralel, în perioada 1950—1960, instalaţii de reducere directă şi de desulfurare a fontei în afara furnalului.

Obţinerea buretelui de fier prin procedeul Wiberg, care necesită un consum ridicat de energie electrică, a fost rentabilă atît timp cît preţul energiei electrice era mic. O dată cu creşterea preţului energiei electrice, buretele de fier obţinut după acest procedeu a început să fie scump. În aceste condiţii în Suedia nu se mai construiesc instalaţii Wiberg, iar unele din cele existente sînt oprite [7].

Procedeul Tysland-Hole, de reducere directă a minereurilor de fier în cuptor electric cu producere de fontă lichidă, pus la punct în Norvegia, în anul 1928, s-a dezvoltat destul de repede la fază industrială, în ţările ce dispuneau de energie electrică ieftină. Astfel, prin anul 1930 în 15 ţări existau circa 60 de cuptoare electrice pentru producerea fontei, dintre care unele atingeau o producţie de 300 t/zi. Consumul specific de energie electrică se cifra în jurul a 2 400 kWh/t de fontă. Cercetările recent efectuate au arătat că acest consum de energie poate scădea la 1 300 kWh/t fontă dacă se utilizează minereuri de fier preîncălzite şi parţial metalizate. Pe baza acestor cercetări s-au conceput noi procedee de elaborare a fontei în cuptorul electric (Elekem) sau în cuptoarele electrice pentru fonta de tip Tysland-Hole, care au fost cuplate cu instalaţii de tip SL/RN sau D.L.M. În consecinţă, s-au realizat noi instalaţii de reducere directă pentru producerea fontei lichide în cuptoare electrice, producţia anuală de fontă obţinută în acest mod estimîndu-se la 3 000 000 t, produsă în circa 100 cuptoare. De remarcat că în prezent se găsesc în fază de construcţie noi instalaţii de acest gen [1].

Un factor important, care a dus la dezvoltarea pe scară industrială a unor procedee de reducere directă (Höganäs, H-Iron, Novalfer-ONIA etc.), a fost determinat de posibilitatea pe care o oferă aceste procedee de a obţine, plecînd de la supraconcentrate de fier, produse practic lipsite de oxigen, corespunzătoare scopurilor metalurgiei pulberilor.

Deşi destul de vechi (1911), procedeul suedez Höganäs deţine supremaţia în producţia mondială de pulbere de fier obţinută prin procedeele de reducere directă. Costul ridicat al pulberii de fier, datorită consumurilor specifice şi cheltuielilor de investiţii mari, este compensat prin calitatea ridicată a produsului obţinut. Drept agent reducător, procedeul Höganäs foloseşte în principal carbonul solid. Alături de procedeul Höganäs extins în S.U.A., s-au construit instalaţii industriale pentru producerea pulberii de fier în S.U.A., după procedeul H-Iron, în Franţa, după procedeul Novalfer-ONIA, în U.R.S.S., după procedeul Institutului de pulberi din Kiev. Toate aceste procedee folosesc reducători gazoşi proveniţi din conversia gazului metan.

Făcînd apel la datele existente în literatura tehnică de specialitate, în tabela 1 sînt menţionate procedeele de reducere directă existente în prezent, în stare de funcţiune sau în curs de construcţie. Acestea au fost grupate în cinci categorii:

- Instalaţii de reducere directă cu gaz;
- Instalaţii de reducere directă cu carbon neamestecat cu minereu de fier;
- Instalaţii de reducere directă cu carbon în amestec cu minereul;
- Instalaţii recente de reducere directă în vederea elaborării fontei în cuptoare electrice;
- Alte instalaţii de topire reducătoare în scopul obţinerii directe a metalului lichid.

În fiecare grupă instalaţiile au fost clasificate, după stadiul lor de dezvoltare, în următoarele faze: pilot, semiindustrială şi industrială.

În continuare se fac cîteva referiri asupra unor procedee de reducere directă cu largi posibilităţi de dezvoltare tehnică în viitor.

Procedeul H. y. L. poartă denumirea societăţii mexicane Hojolata y Lamina S. A. care l-a dezvoltat în cadrul filialei sale Fierro — Esponja din Monterrey — Mexic. În prezent instalaţiile construite după acest procedeu sînt cele mai mari din punctul de vedere al producţiei zilnice de burete de fier.

Primele încercări de producere a buretelui de fier la Monterrey s-au făcut înainte de anul 1953, după procedeul Höganäs. Buretele de fier produs era însă scump. La sfîrşitul anului 1953 s-a dat în funcţiune o instalaţie pilot pentru fabricarea buretelui de fier, cu gaze reducătoare. După aproape doi ani de încercări, care au dus la modificarea instalaţiei şi a procesului tehnologic, s-a reuşit, la sfîrşitul anului 1955, să se stabilească un procedeu satisfăcător pentru producerea buretelui de fier. De la această dată şi pînă la jumătatea anului 1958 instalaţia pilot a produs zilnic o cantitate de circa 30 t burete de fier [8].

Pe baza rezultatelor obţinute în instalaţia pilot societatea H. y. L. a încheiat un acord de colaborare cu societatea M. W. Kellog Refinery, Enginneering Division of Pullman Incorporated din S.U.A., pentru proiectarea şi construcţia unei instalaţii industriale cu o capacitate de 200 t burete de fier/zi. Această instalaţie a intrat în funcţiune în noiembrie 1957.

Tabela 1

Procedeul	Amplasarea	Caracteristicile tehnice	Produse inițiale	Produse fabricate
		INSTALAȚII DE REDUCERE DIRECTĂ CU GAZ		
		Instalații pilot		
Purofer	Oberhausen — R.F.G.	Cuptor cu cuvă cu recircularea și regenerarea gazelor	Minereuri bogate	Producție : 20 t fier/zi
Fluidizare ESSO-Fior	Bâton Rouge — S.U.A.		Minereuri bogate	Producție : 5 t fier/zi
Procedeul ICEM	București — R. S. România	Cuptor cu cuvă cu recircularea și regenerarea gazelor	Minereuri sau pelete bogate	Producție : 2 t burete de fier/zi
		Instalații semiindustriale		
Purofer	Rotterdam — R.F.G. (pornit în 1968)	1 cuptor cu cuvă, Ø 3,75 × 9,5	Minereuri bogate	Producție : 500 t fier/zi
Fluidizare-Novalfer-ONIA	Toulouse — Franța	Reducere în pat fluidizat cu hidrogen la temperatura de 600—700°C	Minereuri bogate	Pulbere de fier pentru metalurgia pulberilor, turnătorie și oțelărie. Producție : 20 t fier/zi
H-Iron (Hidrocarbon Research Inc.)	Hammond S.U.A.	Reducere cu hidrogen în pat fluidizat la temperatura de 480°C și presiune de 30 at	Minereuri bogate	Pulbere de fier pentru metalurgia pulberilor. Producție : 50 t fier/zi
ESSO-Fior	Halifax — Canada			Producție : 300 t fier/zi
		Instalații industriale		
Wiberg	Hofors, Sandviken, Persberg — Suedia	Cuptoare de reducere cu cuvă cu gaze reciclate și regenerate în cuptoare electrice cu arc	Minereuri bogate suedeze	Burete de fier sau pelete metalizate pentru oțelăriile electrice. Pînă în 1960 se produceau cca. 150 000 t burete de fier/ an ; în prezent se produc numai cca. 80 000 t/an
Wiberg	Japonia	Idem	Minereuri bogate de import	Burete de fier sau pelete prereduse pentru oțelărie electrică. Producție 10 000 t fier/an
Hojolata y Lamina H. y. L.	Monterrey — Mexic	Reducere în pat fix și în reactoare basculante cu gaze rezultate din conversia metanului cu vaporii de apă	Minereuri bogate mexicane	Burete de fier pentru oțelărie electrică. Producție : 245 000 t fier/an
Hojolata y Lamina H. y. L.	Vera Cruz — Mexic	Idem	Minereuri bogate mexicane	Burete de fier pentru oțelărie electrică. Producție: 175 000 t fier/an
Fluidizare Novalfer-ONIA	Toulouse — Franța	Reactor în trei trepte cu hidrogen la temperatura de 600—700°C	Minereuri bogate	Pulberi de fier pentru metalurgia pulberilor, elaborarea oțelului. Capacitate de producție 60 t/zi
Procedeul sovietic	Kiev — U.R.S.S. (pornit în 1967)	Reducere în nacele, la temperatura de 1 000 — 1 050°C cu gaze rezultate din conversia metanului cu vaporii de apă	Țunder	Pulbere de fier pentru metalurgia pulberilor. Capacitate : 15 000 t/an

(tabela 1 continuare)

Procedeul	Amplasarea	Caracteristicile tehnice	Produse inițiale	Produse fabricate
INSTALAȚII DE REDUCERE DIRECTĂ CU CARBON NEAMESTECAT CU MINEREU DE FIER				
Instalații pilot				
Krupp-Eisenschwam	Essen-Borbech R.F.G.	1 cuptor rotativ Ø 4,6 × 110 m	Minereu Itabiritic	Burete de fier sau pelete metalizate
SL/RN	Canada-Hamilton	1 cuptor rotativ Ø 2,5 × 45 m	Concentrate diverse	Pelete metalizate. Producție : 120 t/zi
SL/RN	Birmingham-S.U.A.	1 cuptor rotativ Ø 2,75 × 46 m	Minereuri și concentrate diverse	Brichete sau burete de fier. Producție : 50—70 t/zi
Ugine	Ugine — Franța	1 cuptor rotativ Ø 1,65 × 35 m	Minereuri și concentrate diverse	Burete de fier sau pelete metalizate. Producție : 15—30 t/zi
Instalații semiindustriale				
Cuptor rotativ	Hibbing, S.U.A. Bureau of Mines (prevăzut a intra în funcțiune în 1968)	1 cuptor rotativ cu lungimea de 75 m	Concentrate de magnetită	
Cuptor cu cuvă Steep Rock	Atikokan-Canada (intrat în funcțiune în 1967)		Minereuri bogate	Produse prereduse la 75% pentru utilizare în furnal. Producție: 100 000 t/an
Echeverria	Legazpia-Spania (intrat în funcțiune în 1958)	40 cuptoare cu cuvă, având un volum de 1 m^3 fiecare	Minereuri și concentrate	Pelete metalizate pentru oțelărie electrică. Producție : 20 000 t/an
Instalații semiindustriale				
Höganäs	Höganäs — Suedia Oxelösund-Suedia Riverton-S.U.A.	Reducerea în casete ceramice care circulă continuu în cuptor tunel. Temperatura de reducere 1 100°C	Concentrate bogate	Burete de fier pentru metalurgia pulberilor sau oțelărie. Producție : 100 000 t/an
Instalații industriale				
Krupp-Renn	Essen-Borbeech Salzgiter-Watenstedt. Max Hutte (R.D.G.) Königshof (R.S. Cehoslovacia), Seinkin (R.D. Coreea), Nikon Yakin și Kuji (Japonia), Avilles(Spania), Larymna (Grecia)	Reducerea în cuptor rotativ la temperatura de 1 250 — 1 300°C	Minereuri sărace și silicioase ($CaO : SiO_2 \leqslant 0{,}30$)	Lupe utilizate în furnal sau în oțelărie electrică
Cuptor rotativ	Anaconda — S.U.A.	1 cuptor rotativ		Produse prereduse pentru metalurgia cuprului
Electrokemiks	Skoplje-Iugoslavia (pornit în vara anului 1967)	6 cuptoare rotative	Minereuri șamozitice	Produse prereduse pentru cuptoare electrice de producere a fontei. Producție : 500 000 t/fier/an
SL/RN	Highveld — Africa de sud (pornit în 1968)	4 cuptoare rotative Ø 4 × 60 m	Magnetită conținînd Ti și V	Pelete metalizate pentru cuptoarele electrice de produs fontă. Producție : 500 000 t/an

(tabela 1 continuare)

Procedeul	Amplasarea	Caracteristicile tehnice	Produse inițiale	Produse fabricate
SL/RN	Inchon — Coreea de Sud (pornit în 1968)	1 cuptor rotativ Ø 4 × 60 m	Magnetită	Pelete metalizate pentru cuptoare electrice de produs fontă. Producție: 125 000 t/an
SL/RN	Noua Zeelandă (pornit în 1968)	1 cuptor rotativ Ø 4 × 75 m	Nisipuri titanifere (pe bază de magnetită)	Pelete metalizate la 90% pentru oțelăria electrică
Cuptor rotativ	America de Sud (pornit în 1968)	1 cuptor rotativ	Sub produs al metalurgiei neferoase	—
INSTALAȚII DE REDUCERE DIRECTĂ CU CARBON ÎN AMESTEC CU MINEREUL DE FIER				
Instalații pilot				
Cuptor cu cuvă	Houghton — S.U.A.	1 cuptor cu cuvă 0,07 m³	Concentrate	0,5 t/zi
Heat Fast	Cooley — S.U.A.	—	Concentrate	Pelete metalizate. Producție: 50 t/zi
Instalații industriale				
DLM — lanț continuu	Mobile — S.U.A.	Instalație cu bandă continuă	Concentrate	Circa 1 000 t/zi de minereu preredus la circa 50% pentru cuptor electric de produs fontă

INSTALAȚII RECENTE PENTRU REDUCEREA DIRECTĂ A MINEREULUI DE FIER ÎN VEDEREA ELABORĂRII FONTEI ÎN CUPTOARE ELECTRICE

Uzina	Caracteristicile cuptoarelor electrice	Instalațiile de preîncălzire și (sau) prereducere	Capacitatea de producție
Vila Cova-Portugalia	1 cuptor de 13,2 MVA (pornit în 1963)	Cuptor cu cuvă de preîncălzire a peletelor mixte minereu-carbon de tip Electrokemiks	50 000 t Fe/an
Mo-i-Rana-Norvegia	2 cuptoare de 60 MVA (pornite în 1964)	Cuptoare cu cuvă de preîncălzire cu posibilitatea instalațiilor complimentare pentru prereducerea de tip Electrokemiks	350 000 t Fe/an
Séoplje-Iugoslavia	5 cuptoare de 34,5 MVA (pornite în 1967)	6 cuptoare rotative de prereducere de tip Electrokemiks	500 000 t Fe/an
Highveld-Africa de Sud	4 cuptoare de 30 MVA (pornite în 1968)	4 cuptoare SL/RN	500 000 t Fe/an
Inchon-Coreea de Sud	1 cuptor de 28 MVA (pornit în 1968)	1 cuptor SL/RN	125 000 t Fe/an
Mobile-S.U.A.	1 cuptor de 40 MVA (pornit în 1968)	1 instalație DLM de preîncălzire	200 000 t Fe/an

(tabela 1 continuare)

ALTE INSTALAȚII DE TOPIRE REDUCĂTOARE ÎN SCOPUL OBȚINERII DIRECTE A METALULUI LICHID

Procedeul	Amplasarea	Caracteristicile tehnice	Produse inițiale	Produse fabricate
Instalații pilot				
Jet Smelting	Toronto — Canada (pornit în 1968)	Reactor static cu un arzător oxi-gaz	Minereuri bogate	Fontă sau metal intermediar (între fontă și lichid)
Wiberg	NyKropa — Suedia (pornit în 1968)	Cuptor tip Martin	Minereuri bogate	Fontă sau oțel lichid
Eketorp — Vallach	Hellefors — Suedia (pornit în 1966)	Reactor static cu injecții separate de oxigen și de păcură	Minereuri bogate	Fontă sau metal intermediar lichid
VOEST	Linz — Austria (pornit în 1966)	Reactor static cu injecție	Minereuri bogate	Fontă sau metal intermediar lichid
Instalații semiindustriale				
Bouchet—Imphy	Toulouse — Franța (pornit în 1963)	Cuptor basculant sau rotativ cu injecții de gaz natural și oxigen	Concentrate de magnetită	Oțel lichid de înaltă calitate și eventual fontă lichidă (20 000 tan)
Dored	Domnarvet — Suedia (pornit în 1965)	Cuptor rotativ cu injectoare de oxigen	Concentrate de magnetită	Fontă lichidă

În anul 1960, tot la Monterrey, a fost dată în exploatare o nouă instalație cu o capacitate de 500 t burete de fier/zi. Procedeul se caracterizează prin faptul că utilizează, la reducere, gaze rezultate din conversia metanului cu vaporii de apă, cu următoarea compoziție chimică: 73 % H_2; 13 % CO; 5 % CH_4; 8 % CO_2 și 1 % H_2O. Gazele sînt preîncălzite și trecute peste un strat fix de minereu, în bucăți de dimensiuni 13—50 mm, redus la temperatura de 870—1 050°C.

Instalația cu o capacitate de 200 t/zi (fig.1 : *1* — desulfurator ; *2* — cuptor de conversie ; *3* — cazan de recuperare ; *4* — rezervor

Fig. 1

de abur ; *5* — supraîncălzitor ; *6* — epurator umed), cuprinde trei cuptoare pentru conversia gazului metan (două în funcțiune și unul în rezervă) și cinci cuptoare basculante pentru reducere, cu o capacitate de 15 t minereu fiecare. Durata unui ciclu complet de reducere este de 5 h. Gazele obținute după îndepărtarea surplusului de vapori de apă se preîncălzesc în două preîncălzitoare metalice, pînă la circa 830°C, se supraîncălzesc prin ardere parțială, pînă la circa 1 250°C și apoi sînt introduse în cele două reactoare aflate în fază finală de reducere (reducere primară).

La ieșire gazele sînt răcite pentru eliminarea apei de la reducere, se preîncălzesc din nou în același mod și se introduc în două reactoare peste minereu proaspăt, unde are loc o reducere preliminară (reducere secundară). Al cincilea reactor se află în fază de evacuare și încărcare.

Durata de reducere primară și secundară este de cîte două ore ; reactoarele basculante fiind mobile permit ușor schimbarea fazelor procesului de reducere.

Fig. 2

Instalația de 500 t burete de fier/zi (fig. 2 : *1* — ciur ; *2* — silozuri pentru minereu în bucăți ; *3* — reactor în fază de răcire ; *4* — reactor în fază de reducere primară ; *5* — reactor în fază de reducere secundară : *6* — reactor în fază de evacuare sau încărcare ; *7* — desulfurator ; *8* — reactor de conversie ; *9* — cazan de aburi ; *10* — schimbător de căldură ; *11* — — schimbător de căldură cu aer ; *12* — răcitor ; *13* — — preîncălzitoare de gaze ; *14* — supraîncălzitoare de gaze ; *15* — răcitoare de gaze ; *16* — compresor pentru aer ; *17* — preîncălzitor pentru aer ; *18* — separator magnetic ; *19* — presă de brichetare) se compune dintr-un singur reactor pentru

producerea agentului reducător şi din patru reactoare basculante nedeplasabile avînd o capacitate fiecare de 100 t minereu. Durata unui ciclu complet de reducere este de 12 h, fiecare reactor urmînd a trece treptat prin următoarele faze : evacuare şi încărcare, răcire, reducere primară (finală) şi

Fig. 3

reducere secundară. Această trecere se face fără deplasarea reactoarelor, numai prin schimbarea sensului de circulaţie a gazelor. Graficul de lucru al reactoarelor este menţionat în figura 3.

Fiecare reactor este prevăzut cu preîncălzitor şi supraîncălzitor, pentru gazul reducător, şi cu răcitor, pentru eliminarea vaporilor de apă din gazele reducătoare.

De la reactorul de conversie gazul proaspăt şi rece intră întîi în reactorul aflat în fază de răcire.

De aici urmează să se introducă în reactorul de reducere primară şi apoi în reactorul de reducere secundară [9].

Gradul de reducere obţinut este în medie de 85%. Consumurile specifice şi costurile pentru o tonă de fier metalic sînt : gaz metan, 700 m^3 ; manoperă, 0,5 h ; regie, 0,065 h ; catalizatori, 0,29 dolari ; diverse, 0,21 dolari.

Buretele de fier obţinut se utilizează la elaborarea oţelurilor de ambutisare adîncă în cuptor electric (table, ţevi etc.). Pînă în prezent societatea H. y. L. a elaborat peste 3,2 mil. t oţel în care materia primă de bază a format-o buretele de fier.

unor studii care s-au efectuat de mai mulţi ani în această problemă. Procedeul stabilit permite producerea la scară industrială a buretelui de fier, la un consum specific de gaz metan cît mai mic, care să poată fi utilizat cu rezultate bune la elaborarea fontei în furnal sau la elaborarea oţelurilor în cuptorul electric. Pe baza acestui procedeu original s-a construit o instalaţie experimentală care funcţionează din anul 1963 şi care poate să producă zilnic 2 t burete de fier, conform următorului flux tehnologic (fig. 4).

Reducerea minereului de fier în bucăţi sau sub formă de pelete are loc într-un cuptor cu cuvă, cu gaze care conţin $CO + H_2 > 85\%$. Minereul de fier concasat şi cernut la o granulaţie cuprinsă între 8 şi 50 mm este introdus pe la partea superioară a cuptorului de reducere. Gazul reducător, avînd o temperatură de 850°C, intră în interiorul cuptorului de reducere pe la partea inferioară. În cuptor, circulaţia minereului este descendentă şi în contracurent cu gazul reducător, buretele de fier evacuîndu-se pe la partea inferioară.

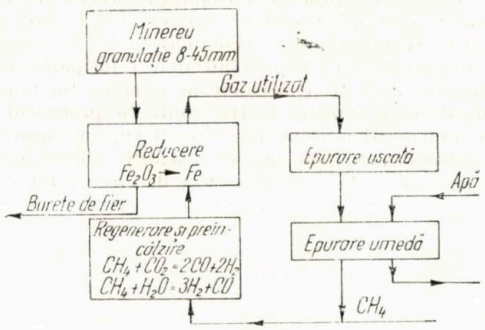


Fig. 4

După reducere gazul este desprăfuit şi răcit, regenerat, preîncălzit şi apoi folosit din nou în cuptorul de reducere.

Regenerarea are loc în două cuptoare de tip Cauper, denumite convertoare, cu funcţionare alternativă, şi se face pe baza conversiei metanului adăugat cu CO_2 şi H_2O din gazele

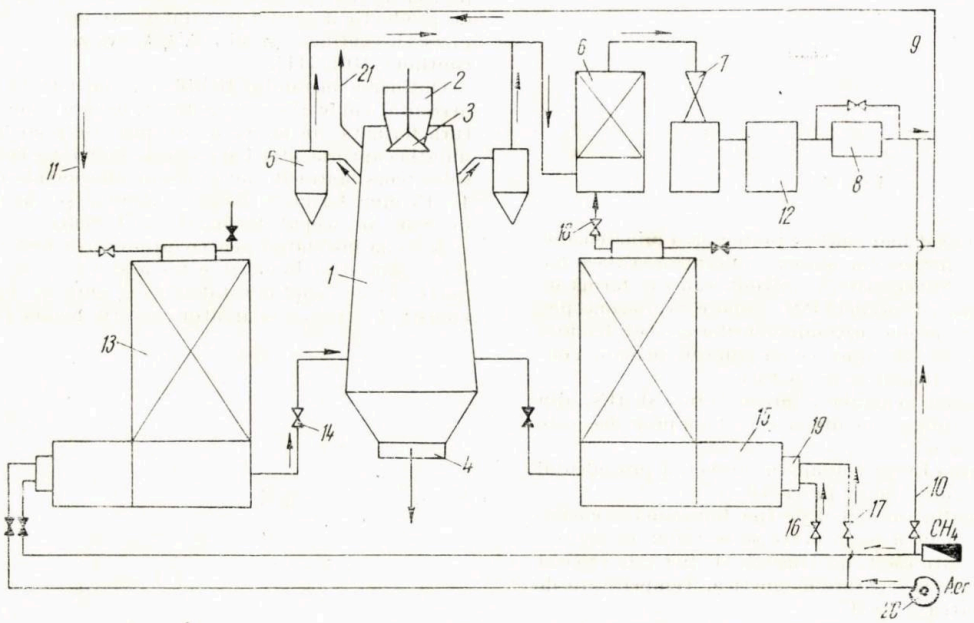


Fig. 5

În anii următori, procedeul se va dezvolta mult. În anul 1967 a început să producă burete de fier instalaţia de la Vera Cruz din Mexic, aparţinînd societăţii Tubos de Acero de Mexico (T. A. M. S. A.), avînd o capacitate de 500 t burete de fier/zi.

Procedeul ICEM a fost studiat în cadrul Institutului de cercetări metalurgice din Bucureşti şi reprezintă rezultatul

reciclate. În acelaşi timp gazele regenerate se preîncălzesc. Pentru aceasta convertoarele conţin în interior straturi alternative de granule din material termorezistent şi catalizatori.

Instalaţia se prezintă schematic în figura 5 (*1* — cuptor de reducere ; *2* — pîlnie ; *3* — con ; *4* — dispozitiv de evacuare a buretelui de fier ; *5* — ciclon ; *6* — scruber ; *7* — tub Ven-

turi; *8* — suflantă; *9* — conductă pentru recirculare; *10* — conductă de gaz metan pentru regenerare; *11* — ventil; *12* — opritor de stropi; *13* — convertor; *14* — şuber; *15* — focar; *16* — conductă de gaz metan pentru încălzire; *17* — ventil; *18* — ventil; *19* — arzător; *20* — ventilator; *21* — coş).

Procedeul şi instalaţia asigură obţinerea unui burete de fier cu un grad de reducere mai mare de 85%. Consumul specific de gaz metan, în cazul instalaţiei experimentale, pentru un astfel de burete de fier, a fost de numai 750 m^3/t. În cazul unei instalaţii industriale se estimează că consumul specific de gaz metan va putea scădea sub 500 m^3/t.

Procedeul nu necesită vapori de apă sau alţi agenţi oxidanţi, iar consumul specific de apă pentru răcirea diferitelor părţi ale instalaţiei este de circa 5 m^3/t.

Procedeul SL/RN a rezultat din combinarea procedeului Steel Co. — Lurgi (SL), ajuns în fază semiindustrială începînd din anul 1961 la uzina Hilton din Hamilton — Canada (140 t burete de fier/zi), cu procedeul Republic Steel Corporation — National Lead Company (RN) existent tot în fază semiindustrială la Birmingham — Alabama, S. U. A. (50—75 t burete de fier/zi) [10]. El poartă iniţialele celor patru organizaţii economice care au contribuit la punerea lui la punct. Procedeul SL se aseamănă foarte mult cu procedeul RN, reducerea minereurilor avînd loc într-un cuptor rotativ cu ajutorul carbonului existent în combustibilii solizi (antracit, semicocs, cocs etc.), la o temperatură de circa 1 100°C.

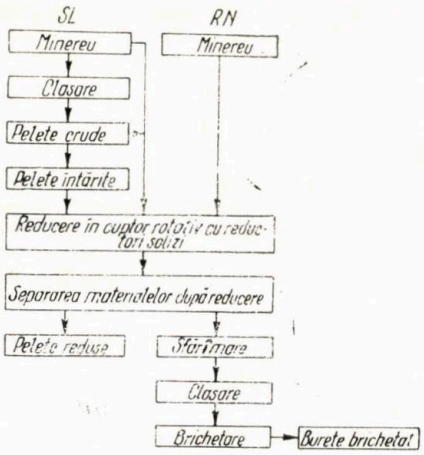


Fig. 6

Procedeul SL era axat mai mult pe prelucrarea minereurilor bogate. În cazul minereurilor sărace concentrarea avea loc înainte de reducere. Minereurile se introduceau sub formă de pelete crude sau arse. Procedeul RN dimpotrivă era conceput în primul rînd pentru prelucrarea minereurilor sărace introduse sub formă de bucăţi (3—25 mm). După reducere urma o concentrare magnetică şi apoi o brichetare.

Schema tehnologică generală a procedeului SL/RN, din care se pot distinge diferenţele dintre cele două procedee, este prezentată în figura 6.

Din anul 1964 firma Lurgi a cumpărat brevetele procedeului RN, dînd naştere unui singur procedeu.

Conform procedeului, minereul de fier împreună cu cărbunele şi materialele pentru desulfurare se introduc în cuptor. Materialul evacuat este răcit, iar buretele de fier este separat de steril prin ciuruire şi separare magnetică. Temperatura de reducere este de circa 1 100°C.

Instalaţia (fig. 7 : *1*, *2*, *3* — buncăre pentru materiale) se compune dintr-un cuptor rotativ prevăzut cu un arzător central şi arzătoare periferice de gaz natural sau păcură, care permit reglarea temperaturii în toată lungimea cuptorului. Răcirea are loc într-un tambur răcit, prin stropire în exterior cu apă.

Necesarul de combustibil pentru un cuptor industrial este apreciat la $2{,}5 \cdot 10^6$ kcal sub formă de gaz natural, pentru o tonă de metal.

Pînă în prezent nu există nici o instalaţie industrială în funcţiune. Sînt în construcţie instalaţii în: Coreea de sud, cu o capacitate de prelucrare de 225 000 t minereu/an; Noua Zeelandă, pentru producerea a circa 150 000 t burete de fier/an şi în Africa de sud, pentru prelucrarea a 250 000 t minereu/an.

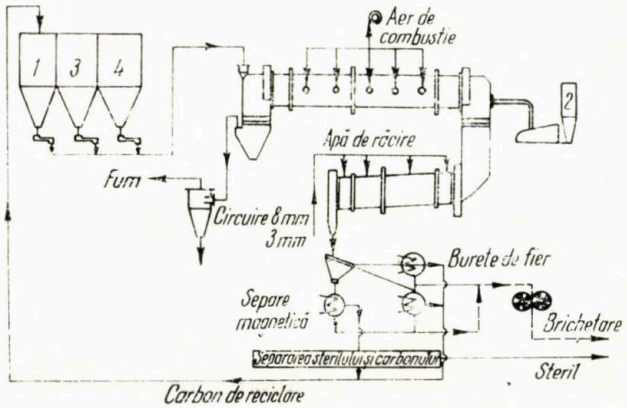


Fig. 7

În afară de acestea, firma Nipon Kokan, împreună cu Marcona Mining, va produce pelete metalizate după procedeul SL/RN, în insula Ogishima, într-o instalaţie cu o capacitate iniţială de 170 000 t minereu/an, care în final va putea prelucra 500 000 t minereu/an.

Procedeul Bouchet poartă numele inventatorului Jean Bouchet care l-a stabilit în cadrul Societăţii metalurgice Imphy (Franţa). Procedeul urmăreşte obţinerea metalului lichid (fontă sau oţel) din minereuri prereduse sau din minereuri obişnuite.

Procedeul a fost definitivat în fază pilot la uzinele din Pamiers — Franţa aparţinînd Societăţii metalurgice Imphy, apoi a fost dezvoltat la scară semiindustrială la uzinele de la Toulouse, aparţinînd societăţii ONIA, în scopul topirii pudrei de fier obţinute prin procedeul Novalfer. Capacitatea de producţie a acestei instalaţii este de 12 t fontă/zi, pentru mers discontinuu, şi de 30 t fontă/zi, în cazul unui mers continuu [10], [11].

Obţinerea metalului lichid are loc într-un cuptor rotativ orizontal sau foarte uşor înclinat, în care se introduce încărcătura formată din minereu sau produse prereduse, avînd granulaţia cuprinsă între 1 şi 25 mm, în amestec cu un combustibil solid (cocs, antracit sau cărbuni inferiori) la o granulaţie de 1—15 mm. La încărcătură se adaugă şi o anumită cantitate de var, în scopul formării unei zgure.

Schema instalaţiei pentru producerea fontei sau a oţelului după procedeul Bouchet este arătată în figura 8 (*1* — convertizor; *2* — cuptor rotativ; *3* — gură de încărcare şi evacuare; *4* — coş; *5* — arzător pentru metan şi aer (oxigen).

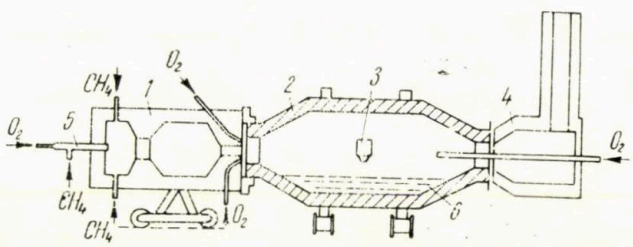


Fig. 8

Cuptorul este prevăzut la unul din capete cu o cameră de combustie, denumită convertizor, compusă din două focare pentru arderea combustibililor gazoşi cu aerul şi cu oxigenul. Gazul natural este ars în prima cameră la CO_2 şi H_2O. Aceste gaze, împreună cu o altă parte a gazului natural, în camera a doua, produc gaze ce conţin CO şi H_2. Acest sistem permite

ridicarea rapidă a temperaturii din interiorul cuptorului pînă la 1 650—1 700°C, prin suflare de oxigen. Oxigenul suflat deasupra încărcăturii metalice arde oxidul de carbon provenit de la reducerea oxizilor de fier sau din gazele reducătoare, ridicînd temperatura şi topind materialul. Camera de ardere este amovibilă.

La extremitatea cealaltă, cuptorul rotativ are o cameră pentru captarea gazelor evacuate din cuptor şi eliminarea

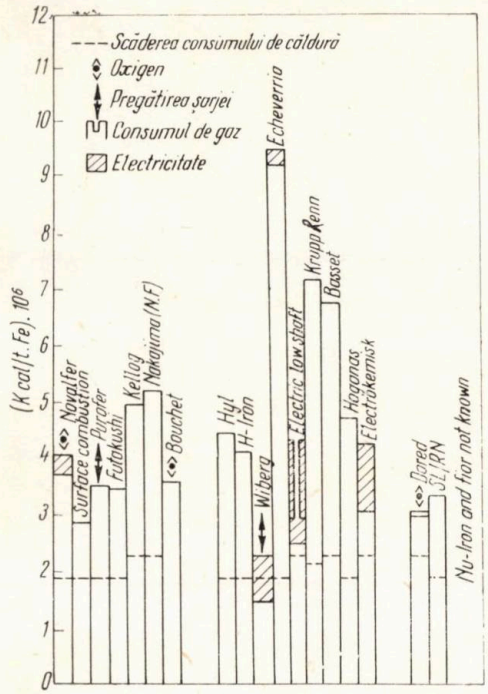


Fig. 9

lor la coş. Pe la baza coşului există o deschizătură care permite introducerea în atmosfera cuptorului a unei lance de oxigen pentru arderea gazelor care se degajă în timpul procesului de reducere, îmbunătăţind astfel randamentul termic al instalaţiei. Produsul obţinut, denumit fier OH, după elaborare se caracterizează printr-o înaltă puritate. El se poate utiliza fie sub această formă, fie la obţinerea unor aliaje cu înalte caracteristici mecanice sau fizice. Aliajele elaborate cu fier OH sînt destinate industriei aerospaţiale, electrotehnice etc.

Pentru elaborarea unei tone de oţel conţinînd 0,10 % C; 0,03 % Si; 0,20 % Mn; 0,040 % S; 0,040 % P, folosind minereu de Itabira (65 % Fe), rezultă următoarele consumuri specifice: 1 650 kg minereu; 460 kg cărbune (C_{fix} = 78,1 %); 125 kg gaz natural; 385 Nm^3 oxigen industrial; 90 kg var.

Costul operaţiilor şi al materialelor pentru topirea şi elaborarea fierului OH, plecînd de la pulbere de fier, se ridică la 150 NF/t de oţel (exclusiv costul pulberii).

Unele criterii de apreciere a procedeelor de reducere directă. Unul din factorii de bază, care trebuie luat în considerare la aprecierea unui procedeu de reducere directă, este consumul de căldură necesară pentru obţinerea unei tone de metal. Consumul specific de energie calorică pentru cîteva din procedeele de reducere directă este arătat în graficul din figura 9 [3]. Din figura 9 şi din datele puse la dispoziţie de literatura de specialitate se observă că la toate procedeele de reducere directă consumul specific de căldură pentru obţinerea unei tone de fier este mai mare decît în cazul furnalului. Este explicabil acest lucru dacă se ţine seamă că acest cuptor are un randament termic foarte bun şi că procesele de reducere au loc în furnal la temperaturi mult mai mari decît în cuptoarele de reducere directă. Excepţie fac procedeele Wiberg şi Tysland-Hole, al căror necesar de energie calorică se apropie foarte mult de cel al unui furnal de talie mijlocie. Datorită faptului că aceste procedee se bazează pe utilizarea în mare măsură a energiei electrice al cărei cost este destul de ridicat, dezvoltarea lor este limitată.

Procedeele Echeverria, Krupp-Renn, Basset, la care reducerea are loc în cuptor cu cuvă sau rotativ, cu ajutorul carbonului solid, necesită un consum foarte mare de căldură. Perfecţionările aduse cuptorului rotativ în cadrul procedeelor SL/RN, Krupp-Eisenschwam au îmbunătăţit mult randamentul termic, făcînd ca necesarul de căldură pentru obţinerea unei tone de metal să scadă simţitor.

În prezent necesarul de căldură al celor mai importante procedee de reducere directă variază între 3 şi 4 mil. kcal/t Fe.

Din punctul de vedere al granulaţiei, procedeele de reducere directă s-au adaptat atît la minereuri în bucăţi, cît şi la minereuri fine, prelucrîndu-le fie sub formă de pulbere în strat fluidizat, fie sub formă de pelete.

Cinetica procesului de reducere arată că minereurile sub formă pulverulentă ar trebui să se reducă mai rapid. Dar complicaţiile procesului de reducere în strat fluidizat, dintre care se menţionează temperatura pînă la care se poate menţine stratul fluidizat (sub 700°C), face ca ciclul complet de reducere să fie apropiat proceselor de reducere a minereurilor în bucăţi.

Din punctul de vedere al temperaturii la care se desfăşoară reducerea, cele mai de perspectivă procedee pot fi considerate cele de reducere la temperaturi ridicate, cu obţinerea produsului în stare lichidă, a cărui compoziţie se poate regla. În acest sens au fost concepute unele procedee ca: Sturzelberg şi Basset, care au reuşit să ajungă în fază industrială, fără să se extindă datorită consumului ridicat de combustibil.

Deosebit de interesante din punct de vedere teoretic au fost procedeele de reducere şi topire cu jet sau în ciclon, care urmăreau obţinerea oţelului lichid direct din minereu, cu ajutorul carbonului pulverulent sau al metanului şi al oxigenului. Este vorba de procedeele Jet-Smelting şi Cyclosteel care nu au putut depăşi faza pilot datorită dificultăţilor de ordin tehnologic. În prezent noi procedee de acest gen sînt în studiu: Bouchet, Dored, Wiberg ş. a.

O categorie de procedee de reducere directă cu multe perspective de dezvoltare sînt acelea care utilizează pentru reducere gazul metan.

Bazate pe considerente de ordin termodinamic toate procedeele de reducere directă aplicate în fază semiindustrială

Tabela 2

Tipul cuptorului de reducere	Dimensiunile principale, m		Numărul cuptoarelor	Volumul util total, m^3	Indicele de utilizare a volumului util, $m^3/t/zi$
	Diametrul	Înălţimea			
Retorte H.y.L.	4,56	3,048	4	198	0,220
Furnal	5,88	22,86	1	620	0,689
Cuptor electric de reducere	8,68	3,66	4	866	0,962
Pat fluidizat	7,62	24,38	1	1111	1,230
Cuptor rotativ	3,70	124,96	1	1345	1,492

sau industrială folosesc gazul metan în stare convertită. Conversia metanului se face fie cu oxigen, fie cu vapori de apă sau cu un amestec al acestora două (H-Iron, H. y. L., Purofer, Esso-Fior etc.).

Pentru reducerea necesarului de agent reducător unele procedee reciclează gazul utilizat în procesul de reducere după o prealabilă îndepărtare a CO_2 și H_2O.

Se consideră logică ideea de a utiliza produsele rezultate din reacțiile de reducere (CO_2 sau H_2O) existente în gazele reciclate, la regenerarea acestor gaze pe baza unui adaos de metan (procedeul ICEM). Acest lucru duce la un consum minim de metan fără agenți oxidanți exteriori.

Un alt criteriu de apreciere a procedeelor de reducere directă este indicele de utilizare a volumului util al cuptorului de reducere, $m^3/t/zi$.

Pentru instalațiile cu o producție de circa 990 t Fe/zi, pe baza realizărilor actuale, volumul util și indicele de utilizare a volumului util al cuptoarelor sînt arătați în tabela 2.

Din tabela prezentată rezultă că cel mai bun indice de utilizare se obține în cadrul procedeului H. y. L. Printre instalațiile cu indice de utilizare a volumului util destul de mic (0,61 m^3/t zi) se situează și procedeul Bouchet. În cazul instalației experimentale construite după procedeul ICEM, indicele de utilizare este de 1,28 m^3/t Fe cu perspective ca în faza industrială să se apropie mult de indicele de utilizare a cuptoarelor electrice de reducere directă.

Cei mai defavorabili indici de utilizare a volumului util se înregistrează în cazul procedeelor de reducere în cuptoare rotative. Cu toate acestea, datorită faptului că în cuptorul rotativ se folosesc combustibili solizi inferiori și minereuri mărunte, aceste procedee sînt privite cu mult interes ca avînd perspective de dezvoltare în viitor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Trentini B. *Evoluția siderurgiei în viitorii 10 ani.* Hutnik, nr. 4, 1967, p. 157–163.

[2] Roos A. *Tehnica reducerii directe a minereurilor de fier.* La Métallurgie et la Construction Mecanique, nr. 11 și nr. 12, 1959, p. 811–817 și p. 889–895.

[3] Wild R. *Necesarul de combustibil și stadiul de dezvoltare a proceselor de reducere a minereurilor de fier.* Comunicare prezentată la Congresul internațional privind fabricarea și utilizarea minereurilor reduse, Evian, 1967.

[4] Durrer R. *Reducerea minereurilor de fier.* Editura Dunod, Paris, 1957, p. 59.

[5] Knüppel H. și Weiner K. L. *Compoziția chimică și structura lupelor obținute pe scară industrială prin procedeul Renn, în funcție de modul de conducere a procesului.* Radex Rundschau, nr. 1, 1966, p. 3–23.

[6] Astier J. și Raguin J. *Perspectivele producerii și utilizării în siderurgie a minereurilor reduse.* Revue de Métallurgie, nr. 12, 1968, p. 121–129.

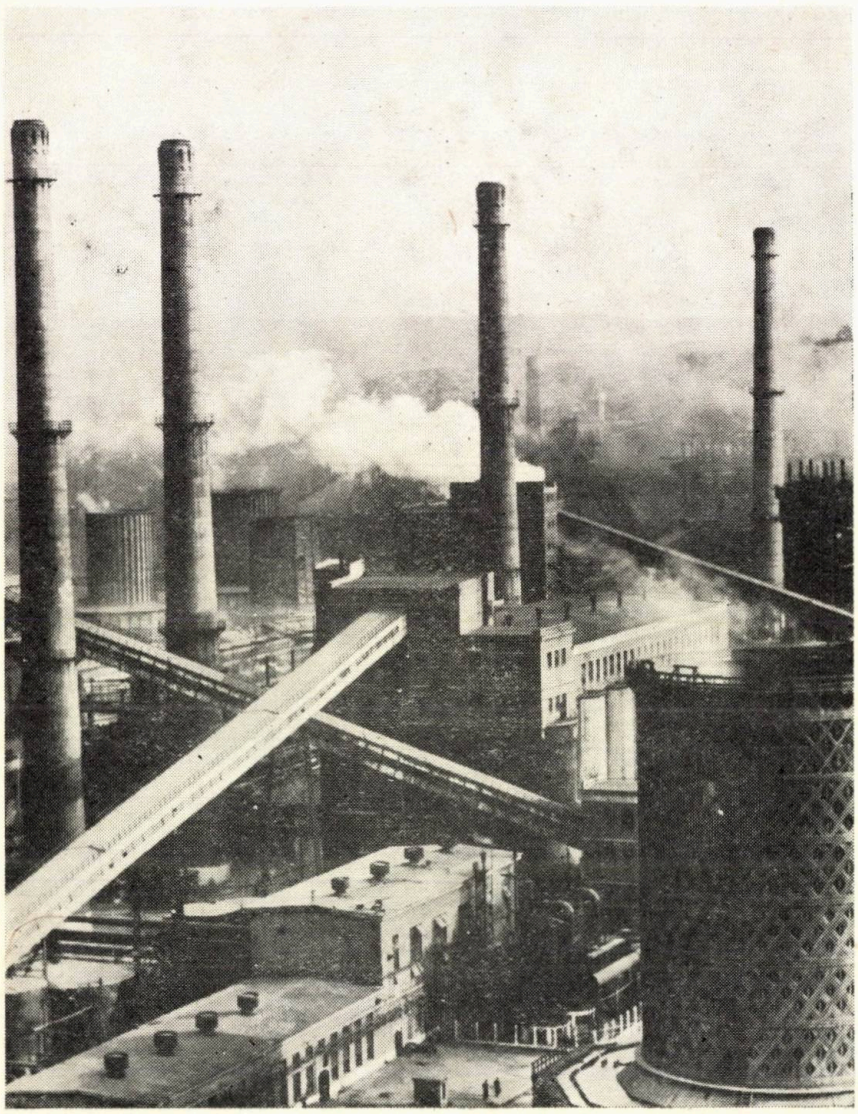
[7] Eketorp S. *Interesul trecut și prezent pentru buretele de fier în Suedia,* Comunicare prezentată la Congresul internațional privind obținerea și utilizarea minereurilor reduse. Evian, 1967.

[8] Celada J., Mader C. K. și Lawrence R. *Procedeul H.y.L de fabricare a buretelui de fier.* Iron and Steel Engineer, nr. 1, 1960, p. 87–91.

[9] Skelly J. F. *Influența caracteristicilor minereului asupra procedeului H.y.L.* Comunicare prezentată la Congresul internațional pentru producerea și utilizarea minereurilor reduse. Evian, 1967.

[10] C.E.C.A. *Studiul bibliografic al procedeelor de reducere directă.* Ediția a 3-a Luxemburg, 1967.

[11] Aracher C. și Gatelais J. L. *Topirea reducătoare a minereurilor prereduse și a minereului prin procedeul Bouchet.* Comunicare prezentată la Congresul internațional pentru producerea și utilizarea minereurilor reduse, Evian, 1967.



Combinatul siderurgic — Hunedoara.
Uzina cocsochimică.

Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (I)

Conf. dr. ing. N. GERU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 548 :620.186

Rolul important pe care defectele de reţea îl joacă în determinarea şi în controlul proprietăţilor fizico-mecanice ale corpurilor solide a constituit imboldul numeroaselor cercetări care s-au desfăşurat în ultimii 30 de ani în acest domeniu. Ipotezele cele mai îndrăzneţe privind existenţa unor astfel de imperfecţiuni, formulate de către Taylor şi alţii pr in cel de-al treilea deceniu al acestui secol, au căpătat în zilele noastre confirmări experimentale directe ; au fost dezvoltate numeroase tehnici experimentale bazate pe o gamă deosebit de variată de principii ; de la obişnuitele metode fizice (magnetice, electrice, termice, termo-electrice etc.), la care punerea în evidenţă a defectelor de reţea se bazează pe variaţiile de proprietăţi determinate de aceste defecte, s-a ajuns la microscopia ionică, metodă prin care o vacanţă sau un atom interstiţial se vede tot aşa cum se vede un grăunte cu ajutorul microscopului optic. În continuare se adoptă o clasificare a metodelor de cercetare a defectelor de reţea :

a — metode fizice : electrice, magnetice, termice, dilatometrice, mecanice, termoelectrice etc. ;

b — metode de observare directă a defectelor de reţea : microscopie optică, electronică, ionică ;

c — metode de punere în evidenţă a defectelor de reţea bazate pe difracţia razelor X.

În cele ce urmează se discută pe larg numai unele dintre metodele bazate pe difracţia razelor X, celelalte metode de cercetare a defectelor de reţea prezentîndu-se doar succint.

Dintre metodele fizice se prezintă metodele calorimetrice, dilatometrice, magnetice şi microdurimetrice.

Metoda calorimetrică [1]. Se ştie că cea mai mare parte din energia consumată la deformarea plastică a unui metal se disipează sub formă de pierderi termice şi numai o mică parte din energia de deformare este absorbită de metal. Energia absorbită de metal în procesul de deformare plastică se consumă pentru creşterea densităţii diferitelor defecte de reţea ca : vacanţe, atomi interstiţiali şi dislocaţii.

În timpul încălzirii metalelor deformate plastic energia absorbită în procesul de deformare plastică este eliberată, deoarece prin încălzire defectele de reţea create la deformarea plastică dispar. Dispariţia acestor defecte se face în două etape : la temperaturi mici de încălzire are loc restaurarea, proces care în esenţă constă în ieşirea din metal a vacanţelor, anularea atomilor interstiţiali, anularea dislocaţiilor de semn opus care se află pe acelaşi plan de alunecare şi egalarea liniilor de dislocaţii ; la temperaturi înalte are loc recristalizarea, care este însoţită de dispariţia dislocaţiilor blocate în procesul deformării plastice.

Se presupune că energia care este eliberată la recristalizare este formată numai din suma energiilor diferitelor dislocaţii ; aceasta înseamnă că se admite ipoteza că energia de interacţiune dintre diferitele dislocaţii este nulă, ipoteză care nu corespunde realităţii. În acest caz densitatea dislocaţiilor se obţine împărţind energia eliberată în procesul de recristalizare, energie care poate fi măsurată cu ajutorul unui calorimetru, la energia unei dislocaţii care după cum se ştie este proporţională cu Gb^2, adică este aproximativ egală cu $3-5\cdot10^{-4}$ erg/cm.

Metoda calorimetrică a fost aplicată pînă în prezent numai pe metale deformate plastic la rece.

Metoda dilatometrică [1], [2], [3] se bazează pe faptul că defectele de reţea (vacanţe, dislocaţii etc.) micşorează densitatea materialului. La încălzirea unui material deformat plastic, avînd loc o micşorare a densităţii defectelor de reţea (vacanţele în surplus ies la suprafaţa metalului ; dislocaţiile de semn opus situate pe un acelaşi plan de alunecare se anulează etc.) are loc o creştere a densităţii metalului.

Pentru exemplificare în figura 1 se arată cum variază densitatea relativă $\frac{d\rho}{\rho}$ a unor probe de nichel deformate prin răsucire la diferite grade de deformare, în funcţie de temperatura

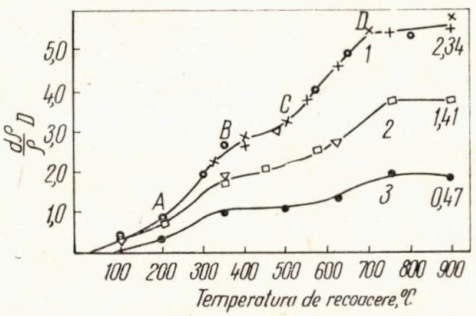


Fig. 1

de încălzire. Gradul de deformare, măsurat prin raportul $\frac{nd}{l}$, unde n este numărul de ture ; d — diametrul probei ; l — lungimea ei, este de : 2,34 ; 1,41 ; 0,47 [2].

Pentru toate gradele de deformare curbele $\frac{d\rho}{\rho}$ arată o creştere treptată a densităţii peste care se suprapun două creşteri bruşte : porţiunea AB şi porţiunea CD. Aceste creşteri sînt determinate de micşorarea densităţii defectelor de reţea ; creşterea bruscă AB, care se observă la temperaturi mai scăzute, este determinată de micşorarea concentraţiei în vacanţe, iar creşterea bruscă CD, care se produce la temperaturi mai ridicate, de micşorarea densităţii dislocaţiilor. Din variaţia de densitate $\frac{d\rho}{\rho}$ la micşorarea concentraţiei în vacanţe sau a densităţii de dislocaţii se poate determina densitatea dislocaţiilor. Pentru aceasta se presupune că volumul unei vacanţe este egal cu volumul unui atom şi că o dislocaţie de lungime l are o influenţă asupra modificării de volum egală cu influenţa unui şir de vacanţe de lungime l. În acest fel densitatea de dislocaţii N este dată de relaţia :

$$N = \frac{2\sqrt{2}}{a^2} \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho}, \qquad (1)$$

unde a este perioada rețelei, iar $\frac{\Delta\rho}{\rho}$ — variația densității în procesul de încălzire.

Deoarece metodele de determinare a variațiilor de densitate ridică o serie de greutăți de ordin experimental, se pot folosi metode pentru determinarea variației de volum $\frac{\Delta V}{V}$ [1]; se pot construi în acest fel curbe în coordonate $\frac{\Delta V}{V}$ — temperatură de încălzire, care au aproximativ aspectul curbelor din figura 1. În funcție de temperatura de recoacere se poate determina fie variația numărului de vacanțe Δn în procesul de încălzire, fie densitatea de dislocații N; relațiile folosite pentru acestea sînt:

$$\Delta n = \frac{\rho N_0}{A} \frac{\Delta V}{V}, \tag{2}$$

$$N = \frac{2\sqrt[3]{2}}{a^2} \frac{\Delta V}{V}, \tag{3}$$

unde ρ este densitatea materialului; N_0 numărul lui Avogadro; A — greutatea atomică.

Ultima relație se aplică pentru metalele care cristalizează în sistemul cubic; pentru cazul general această relație capătă forma:

$$N = \left(\rho \frac{N_0}{A}\right)^{2/3} \frac{\Delta V}{V} \tag{4}$$

Metoda magnetică pentru determinarea densității dislocațiilor se bazează pe proporționalitatea dintre cîmpul coercitiv și densitatea dislocațiilor:

$$H_c = A\sqrt{N}, \tag{5}$$

unde A este o constantă; H_c — cîmpul coercitiv, iar N — densitatea dislocațiilor.

Cercetările au arătat că mărimea A este dată de relația:

$$A = \frac{\delta}{2I_s L} \cdot R \sqrt{\ln \frac{L}{\delta}}, \tag{6}$$

unde: δ este grosimea pereților dintre domeniile magnetice; L — dimensiunea domeniilor, iar R este dat de relația: $R = \frac{\Delta E}{\Delta x} \frac{1}{\sin \omega}$, în care ΔE este variația energiei magnetoelastice pe unitatea de lungime de dislocație la deplasarea peretelui cu $\Delta x = \frac{1}{2}\delta$, iar ω este unghiul dintre normala la peretele de separare dintre domenii și vectorul Burgers [4].

Metoda durității [5]. Se știe să sub acțiunea deformării plastice metalul se durifică, rezistența la rupere, duritatea etc., mărindu-se în medie de două-trei ori. Se știe, de asemenea, că între duritate și rezistența la rupere există o relație de forma:

$$\sigma_r = CHB, \tag{7}$$

unde: C este o constantă cu valoare între 0,2 și 0,4, iar HB duritatea în unități Brinell.

Întrucît durificarea metalelor este însoțită și determinată de creșterea densității dislocațiilor, se poate admite că între rezistența de rupere și duritatea metalelor, pe de o parte, și densitatea dislocațiilor, pe de altă parte, există o legătură determinată. După cum au arătat o serie de cercetări experimentale, această legătură se poate exprima prin relația:

$$N = \left[\frac{2\pi C(1-\nu)}{Gb\left(1-\frac{\nu}{2}\right)}\right]^2 (\sigma_r^2 - \sigma_{r0}^2), \tag{8}$$

respectiv:

$$N = \left[\frac{2\pi C(1-\nu)}{Gb\left(1-\frac{\nu}{2}\right)}\right] (HB^2 - HB_0^2) \tag{9}$$

În această relație ν reprezintă coeficientul lui Poisson; G — modulul de elasticitate transversală; b — vectorul Burgers; HB și σ_r — duritatea și rezistența de rupere după tratamentul

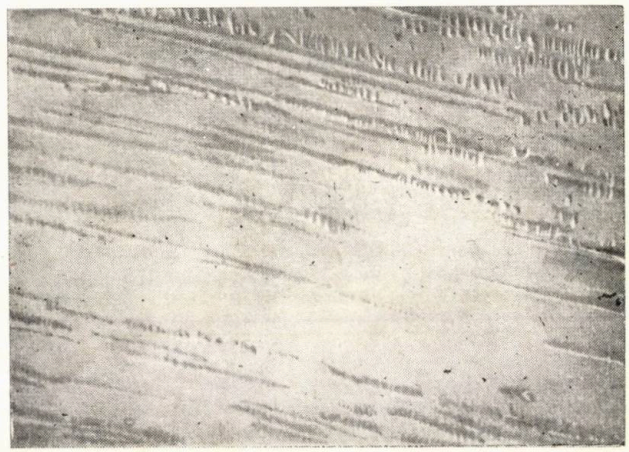


Fig. 2

de durificare; HB_0 și σ_{r0} — duritatea și rezistența de rupere înaintea tratamentului de durificare.

Dintre metodele de observare directă a imperfecțiunilor de rețea se menționează metodele chimice, microscopia electronică și microscopia ionică.

Cea mai simplă tehnică chimică pentru punerea în evidență a dislocațiilor este *metoda figurilor de atac*. Această metodă constă în folosirea unui reactiv chimic cu care se atacă suprafața corpului care conține dislocații; reactivul chimic atacă de preferință locurile unde dislocațiile intersectează suprafața, deoarece în jurul dislocațiilor rețeaua este deformată. Ca urmare, în locurile unde dislocațiile intersectează suprafața se vor forma figuri de atac; pentru exemplificare, în figura 2 se arată astfel de figuri pe benzile de alunecare dintr-un cris-

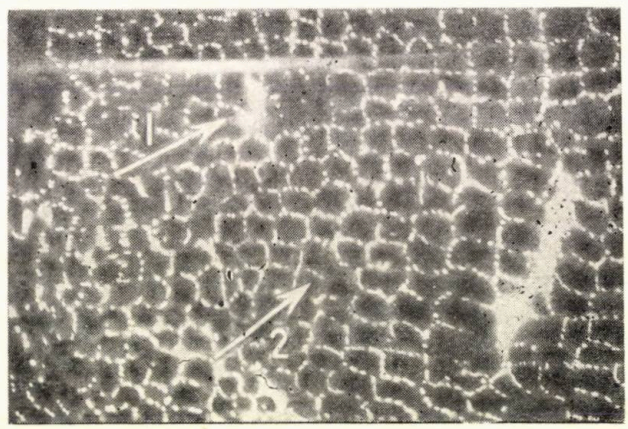


Fig. 3

tal de alamă α [6]. Distanța dintre două figuri de atac din această figură este de numai 500 Å; rezultă, în acest fel, pentru regiunile în care deformarea plastică s-a făcut intens, o densitate de dislocații de circa 10^{10} cm^{-2}.

O metodă similară este *metoda decorării*, care constă în formarea unui precipitat vizibil de-a lungul liniilor dislocațiilor. Pentru ilustrare, în figura 3 se arată o rețea hexagonală de dislocații în NaCl pusă în evidență prin tehnica decorării [7]

Rezultate deosebit de utile au fost obținute cu ajutorul *microscopiei electronice*. Prin tehnica folosită obișnuit în microscopia electronică nu este posibil însă să se pună în evidență dislocațiile în cristalele metalice, deoarece distanța dintre planele cristaline care formează rețelele metalice este mai mică

a) b) c)

Fig. 4

de 3—5 ori decît puterea de separare a celor mai bune microscoape electronice. Prin tehnica folosită obișnuit în microscopia electronică pot fi puse în evidență dislocațiile numai în cristalele cu distanța dintre planele cristaline mult mai

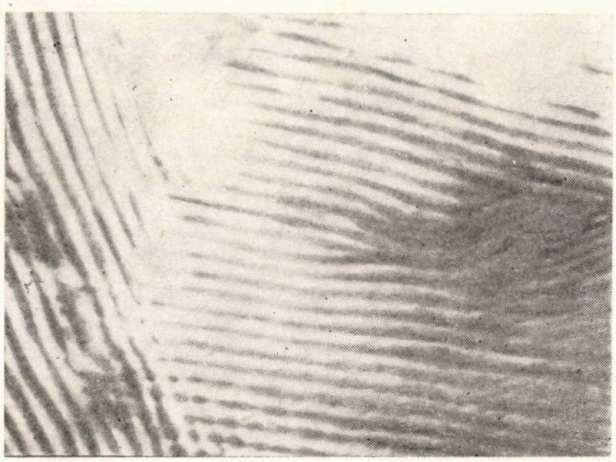


Fig. 5

mare decît în metale și anume cu distanța interplană d în jur de 10 Å. Din această categorie fac parte cristalele metaloorganice ca, de exemplu, cristalele de platinftalocianin, care au distanța dintre planele atomice de circa 12 Å. Imaginea unei dislocații într-un astfel de cristal, la o putere de mărire de 1 500 000 ori, este dată în figura 4, *b*; în figura 4, *a* se arată imaginea rețelei ideale, iar în figura 4, *c* se reprezintă schematic imaginea din figura 4, *b* [8].

Pentru punerea în evidență a dislocațiilor în cristalele metalice cu ajutorul microscopiei electronice trebuie folosite tehnici speciale ca, de exemplu, *metoda Moiré* sau metoda contrastului de difracție [9], [10]. Pentru exemplificare în figura 5 se arată imaginea unei dislocații în paladiu pe suport de aur, obținută prin metoda Moiré, la un grosisment de 750 000 [11].

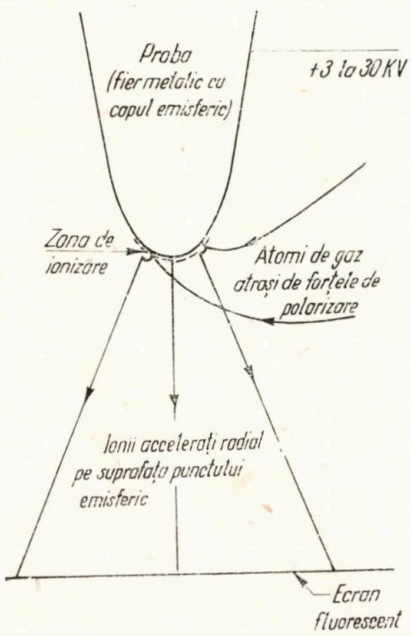
Dintre metodele de observare directă a defectelor de rețea se menționează și *microscopia ionică*. Microscopul ionic este cel mai potrivit aparat pentru observarea directă a defectelor de rețea, deoarece el dă posibilitatea să se vadă diferiții atomi care formează rețeaua cristalină.

Principiul microscopului ionic (sau cum se spune deseori microscopul cu cîmp ionic) a fost descoperit în anul 1951 de către E. W. Mueller [12]. Principial acest microscop constă din următoarele: un curent pozitiv, de înaltă tensiune, se aplică unui punct emisferic al unei sîrme de metal, în prezența unei mici cantități de gaz, de exemplu heliu. Atomii gazului din imediata vecinătate a punctului emisferic sînt ionizați, ionii rezultați fiind accelerați radial de la suprafața punctului emisferic spre un ecran fluorescent pe care vor produce imaginea punctului metalic (fig. 6). Imaginea produsă de ioni pe ecranul fluorescent este în fond imaginea distribuției cîmpului de forțe pe suprafața probei, distribuție direct legată de raza de curbură locală. În condiții convenabile rezoluția aparatului este suficientă pentru a pune în evidență fluctuațiile intensității cîmpului, produse de atomii individuali ai suprafeței probei. Principiul microscopului ionic este reprezentat schematic în figura 6 [13].

Acest microscop este în fond o variantă a microscopului cu cîmp de emisie descoperit tot de Mueller, care are aceeași geometrie, dar probei emisferice i se aplică un potențial negativ. În acest caz cîmpul aplicat provoacă ejectarea unor electroni din probă, care vor forma o imagine pe ecranul fluorescent. Puterea de mărire a microscopului cu emisie de electroni este egală cu raportul dintre distanța de la ecran și raza de curbură a capului emisferic al probei. Pentru o rază de curbură mai mică de 10^{-5} cm se pot atinge ușor grosismente mai mari de 10^6. Puterea de rezoluție a microscopului cu emisie electronică este, în cazul cel mai bun, de circa 20 Å, fiind limitată de componenta tangențială a vitezei electronilor emiși și de efectele de difracție legate de natura ondulatorie a electronilor.

Deoarece la emisie nu se poate acționa asupra componentei tangențiale a vitezei electronilor (energia electronilor ejectați este aproximativ egală cu energia Fermi, fiind independentă de temperatură), s-a născut, în mod logic, ideea folosirii în locul electronilor a unor atomi ionizați. Atomii se supun statisticii Boltzmann, astfel încît componenta vitezei lor tangențiale care se conservă după ionizare poate fi micșorată prin scăderea temperaturii de emisie. În afară de aceasta, lungimea de undă de Broglie, asociată ionilor, este foarte mică, încît practic fenomenele de difracție pot fi neglijate. Ca urmare puterea de separare a microscopului crește, fiind de ordinul de

Fig. 6



mărime al diametrului atomic al gazului care formează imaginea, adică pentru microscopul cu ioni de heliu, de 2 Å.

Se înțelege că imaginea obținută la un microscop ionic. corespunde unei suprafețe extrem de mici, de 10^{10} pînă la 10^{-2} cm^2.

Cu ajutorul microscoapelor ionice pot fi observate direct toate

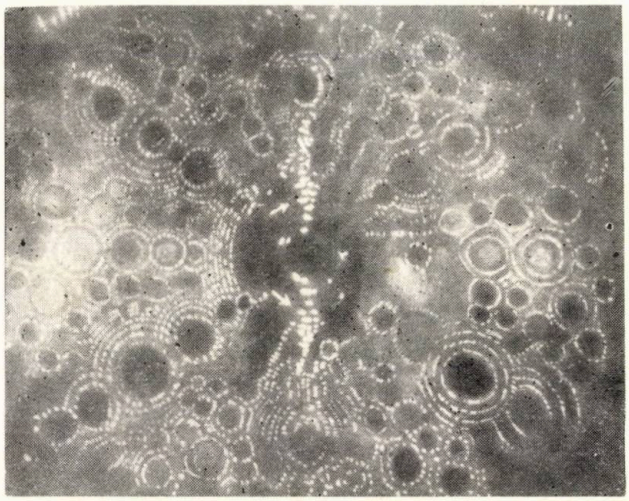


Fig. 7

tipurile de defecte de rețea: vacanțe, atomi interstițiali, impurități, dislocații, distribuția atomilor în limitele dintre grăunți etc. Pentru ilustrare în figura 7 se dă imaginea suprafeței unei probe de wolfram, obținută cu un astfel de aparat, grosismentul fiind de $4 \cdot 10^6$ [14]. Punctele luminoase corespund pozițiilor atomice pe suprafața corpului solid. Se vede clar gradul înalt de ordine în distribuția atomilor, dar în unele locuri apar și abateri de la distribuția ordonată; cele mai clare abateri care se observă în acest caz sînt atomii deplasați din pozițiile lor de echilibru (punctele luminoase indicate prin săgeți).

BIBLIOGRAFIE

[1] Gertriken C. D., Novikov V. N. și Sliusar B. F. *Drughi Metodi Izucenia Defektov Reşetki. Fiziceskie Osnovi Procinosti i Plasteicinosti Metallov.* Moscova, Metallurghia, 1963.

[2] Clarebrough L. M., Hargreaves, M. E. și West G. W Phil. Mag. 1, 528, 1956.

[3] Clarebrough L. M., Hargreaves M. E. și West G. W. Proc. Roy. Soc. 1955, 232 A – 252.

[4] Van Bueren H. G. *Defekti v Kristalah.* Izdatelstvo Inostrannoi Literaturî. Moscova, 1962, p. 284–286.

[5] Gertriken C. D. și Sliușar B. F. *Determinarea densității dislocațiilor prin măsurarea microdurității.* Voprosi Fiziki Metallov i Metallovedenie. A.N.U.S.S.R., nr. 13, 1961, p. 74.

[6] Meakin J. D. și Wilsdorf H. G. F. Trans. AIME, vol. 218, 1960. p. 740.

[7] Amelinsk S. *Dislocations and Mechanical Properties of Crystals,* Joln Wilex & Sons, Inc. New York, 1957.

[8] Menter J. W. *Elements of Physical Metallurgy* de *Albert G. Guy* Addison-Wesley Publishing Company, Inc. Reading, Massachusetts, U.S.A., Londra, 1960.

[9] Mitchell J. W. *Priamoe nabliudenie dislokații v kristallah metodami opticeskoi i elektronnoi mikroskopii,* p. 13, în culegerea de articole: Priamoe nabliudenie nesoverșenstv v kristallah, editată de Newkirk J. B. și Wernik J. H. Traducere din limba engleză. Moscova, Metallurghia, 1964.

[10] Smallman R. E. *Modern Physical Metallurgy.* Londra, Butterworths, 1963, p. 181.

[11] Pashley D. W., Basset G. A. și Menter J. W. Proc. Roy. Soc. 1958, A, 246, 345.

[12] Mueller E. W. *Priamoe Nabliudenie Kristalliceskih Nesoverșenstv s Pomoșcih Avtoionoga Mikroskopa.* Priamoe Nabliudenie Nesoverșentsv v Kristallah, editată de Newlkirk J. B. și Wernik T. H. Traducere din limba rusă, Moscova, Isdatelstvo Metallurghia, 1964, p. 79.

[13] * * * *High-Temperature, High-Resolutions Metallography.* Editată de Hubert I. AAronson și George S. Ansell, Gordcn and Breach, Science Publishers, New York, Londra, Paris, 1967.

[14] Wert Ch. A. și Thomson R. M. *Physics of solids,* New York, Mc Graw-Hill Book Company, 1964.

Măsurile tehnice luate pentru prevenirea accidentelor în sectorul de transporturi uzinale din siderurgie

Ing. D. GHEORGHIU
Ministerul Industriei Metalurgice

Pentru a preîntîmpina eventualele accidente de muncă în transportul pe calea ferată și cu autovehiculele uzinale, unitățile, în desfășurarea activității lor, s-au ghidat după normele departamentale de protecția muncii după instrucțiunile proprii de protecția muncii și după cele emise de ministerele de specialitate.

În primul rînd s-a pus un accent deosebit pe propaganda protecției muncii, care a constat în desfășurarea unei intense și permanente preocupări de educare a muncitorilor, tehnicienilor și inginerilor cărora li s-a demonstrat importanța aplicării în practică a normelor de protecția muncii, strîns legate de măsurile pentru realizarea planului de producție.

S-au îmbunătățit formele de instructaj introductiv general la angajare, la locul de muncă și periodic, punîndu-se un accent deosebit pe instructajul demonstrativ, formă a cărei eficacitate este oglindită în numărul relativ mic de accidente de muncă și tehnice.

De asemenea, s-a insistat în permanență asupra aplicării regulilor de circulație în incinta halelor de lucru și pe teritoriul întreprinderilor la : trecerea peste căile ferate uzinale, circulația la locul de muncă în depouri etc., respectarea indicatoarelor de securitate, obligativitatea folosirii la locul de muncă a echipamentului de protecție și de lucru, interzicerea ungerii, curățării și reparării mașinilor în timpul funcționării lor (acolo unde este cazul), noțiuni generale de electrosecuritate, interzicerea staționării persoanelor pe tampoane, pe cuple, pe scările vagoanelor sau ale locomotivelor.

Respectarea cu strictețe a planurilor de revizie a locomotivelor și vagoanelor duce la o siguranță a circulației și la un randament sporit în îndeplinirea planului.

Pentru a se evita strîngerea apelor provenite din ploi, din topirea zăpezilor și formarea gheții, terasamentul căilor ferate a fost prevăzut cu șanțuri pentru scurgerea apei, a căror întreținere se efectuează curent.

Iluminatul locurilor de muncă în depozite, rampe etc. corespunde prescripțiilor stabilite, asigurînd o desfășurare a procesului de producție fără întreruperi în condiții de securitate a personalului.

De asemenea, iluminatul pasajelor de trecere, a ramificațiilor de cale ferată, a macazelor, a pantelor periculoase și aglomerate, a locurilor cu vizibilitate redusă și gabarite mici a făcut ca numărul accidentelor de muncă să fie în continuă descreștere.

Pentru evitarea producerii de tamponări violente sau acostări de vagoane de manevră, în scopul înțelegerii mai corecte și la timp a dispozițiilor de manevră, s-au montat stații de amplificare.

În vederea eliminării posibilităților de primire a trenurilor (convoaielor) pe alte linii decît cele comandate, s-a luat măsura de încuiere a macazelor.

S-au marcat drumurile de acces pentru pietoni prin tăbliță și dispozitive de semnalizare la încrucișarea drumurilor cu liniile ferate.

Schimbătoarele de cale sînt prevăzute cu indicatoare avînd numere de ordine, care sînt întreținute în permanentă stare de funcționare.

Pentru evitarea deraerilor de vagoane în timpul manevrelor, din cauza defecțiunilor la schimbătoarele de ace (macaze) s-a interzis exploatarea acelora care au vîrfurile rupte, tăiate depărtate de șine, denivelări față de șină etc.

S-au instalat semnale de cale la distanțele prevăzute de regulamentul C. F. R., iar la intersecțiile căilor ferate cu căile rutiere s-au amenajat pasaje de nivel și tunele subterane speciale pentru trecerea pietonilor, sau bariere. O parte din pasaje sînt marcate cu stîlpi sau parapete, iar pentru semnalizarea apropierii vagoanelor sînt montate semnalizatoare.

La încrucișarea liniilor ferate cu liniile electrice aeriene se respectă întrutotul prescripțiile normelor referitoare la săgeata maximă.

Asigurarea asistenței tehnice pe timp de noapte în cadrul unităților de bază (stații, depouri etc.) cu cadre tehnice de specialitate a dus de asemenea la îmbunătățirea circulației.

Se consideră că problema prevenirii accidentelor de muncă în cadrul sectorului de transporturi uzinale este o sarcină care trebuie să stea în atenția activității de zi cu zi, pentru găsirea de noi metode de muncă și stabilirea de măsuri tehnico-organizatorice, care să excludă posibilitatea producerii accidentelor de muncă.

Măsuri tehnice eficiente pentru prevenirea accidentelor de muncă

Ing. GH. ZAPALCEA
Uzina de țevi – Roman

Pentru prevenirea accidentelor de muncă, a bolilor profesionale și pentru îmbunătățirea condițiilor de muncă un rol determinant îl au măsurile tehnice. Prin realizarea unor dispozitive, a unor scheme și a unor instalații, care contribuie la mecanizarea și automatizarea proceselor de producție, se asigură condiții de lucru în deplină securitate. În acest scop, la Uzina de țevi — Roman a fost efectuat un studiu asupra locurilor de muncă cu condiții mai deosebite și, cu sprijinul a numeroși muncitori, ingineri și tehnicieni, s-au realizat o serie de lucrări care contribuie la îmbunătățirea condițiilor de muncă.

Dintre aceste lucrări se menționează :

— Comanda de la sol a podului rulant de 5 tf × 16,5 m din atelierul de tratamente termice a prăjinilor grele de foraj. În situația inițială, cînd comenzile se executau din cabina montată pe podul rulant, datorită înălțimii mari (16 m de la sol), pentru macaragiu existau o serie de inconveniente ca : vizibilitate redusă la manevrarea introducerii prăjinilor în poziția verticală în băile de tratare ; expunerea în mediul toxic generat de băile de plumb, sare și de la băile de răcire ; oboseală mare la urcări și coborîri din cabină pe scară de circa 20 m în poziție verticală ; expunerea la pericol în caz de incendiu. Soluția aplicată constă în mutarea sistemului de comandă și acționare a podului rulant de la o cabină fixă amplasată la sol, înlăturînd toate inconvenientele arătate și, în plus, făcînd posibilă o întreținere electrică mult mai ușoară.

— Mecanizarea transportului de țevi la operația de polizare exterioară. Lucrarea constă în introducerea unor trenuri cu role pentru alimentarea cu țeavă, acționate de motoare electrice prin butoane de comandă amplasate la locul de muncă al fiecărui polizator. Comanda trenurilor de role pentru evacuarea țevilor polizate se face de un operator aflat la un pupitru fix. Pentru împiedicarea evacuării mai multor țevi deodată pe trenul de role, fapt care ar putea provoca avarii sau accidente, operatorul de la pupitru fix mai are trei chei de blocaj al celor trei trenuri cu role de alimentare cu țeavă. Avantajele principale constau în reducerea efortului fizic al muncitorilor la manipularea țevilor și în reducerea numărului de muncitori expuși mediului toxic generat de pulberile abrazive.

— Sistem de siguranță pentru lucrul la înălțime în zonele periculoase cu pante pînă la 20°. Se folosește pentru asigurarea împotriva căderilor de la înălțime în timpul lucrului pe acoperișul halelor de fabricație. Sistemul este compus dintr-un cărucior care se deplasează pe o cale de rulare montată pe coama acoperișului. Stabilitatea este asigurată de forma sa constructivă și de contragreutăți pentru echilibrare. Șina de care se prinde centura de siguranță a muncitorului este legată de cărucior. Față de sistemul vechi folosit (schele), noul sistem pe lîngă securitate deplină prezintă și avantaje economice.

Mai sînt și alte măsuri tehnice care pe lîngă îmbunătățirile tehnologice aduc o contribuție deosebită la ușurarea efortului fizic, ca, de exemplu : comanda automată de retragere a împingătorului de aranjare a țevilor în cuptorul de reîncălzire ; dispozitiv de rotire la 330° a polizoarelor pendulare folosite la polizarea exterioară a țevilor etc.

Pentru îmbunătățirea microclimatului în secțiile productive s-au efectuat studii privind aplicarea unor sisteme de ventilație cu eficiență maximă. Astfel, a fost aplicat un sistem de ventilație locală la cuptorul electric cu arc din cadrul secției turnătorie, unde gazele degajate în timpul elaborării șarjei sînt captate în procent de 90—95%. În același scop au fost făcute modificări și în procesul tehnologic de tratament termochimic al sculelor din oțel rapid folosite la filetarea țevilor, în scopul asigurării unei durabilități și a unei rezistențe mărite la uzură. Vechiul procedeu de tratare a sculelor era pe bază de cianură alcalină, material care prezintă pericol mare de intoxicare la depozitare, manipulare și în special în procesul tehnologic de tratare, fapt pentru care este necesar să fie aplicate măsuri speciale de protecție a muncii și totodată acordarea sporurilor de toxicitate muncitorilor de la acest loc de muncă. Noua metodă care constă în cianurarea sculelor din oțel rapid, în băi de săruri pe bază de uree, duce la eliminarea totală a toxicității sărurilor la temperatura de lucru și nu mai necesită măsuri speciale de protecție a muncii ca în cazul vechiului procedeu tehnologic de tratament termochimic. Totodată, rezultatele tehnologice privind adîncimea stratului cianurat, compoziția chimică a stratului, variația microdurității etc. sînt superioare celor obținute în băile cu cianură. Un alt avantaj al noului procedeu constă în eliminarea importului cianurii alcaline, ureea fiind o substanță care se fabrică în țară, mult mai ieftină și mai ușor de procurat.

Pentru rezolvarea problemelor multiple de îmbunătățire a condițiilor de muncă în cadrul acțiunii continue de organizare științifică a producției și a muncii, se va ține seama de faptul că există încă rezerve pentru o mai bună organizare a muncii care, fiind puse în aplicare, vor contribui în mod substanțial la prevenirea accidentelor de muncă și a îmbolnăvirilor profesionale.

CRONICĂ

A 7-a CONFERINȚĂ INTERNAȚIONALĂ DESPRE ȘTIINȚA CĂRBUNELUI

Între 10 și 14 iunie 1968 s-au desfășurat la Praga lucrările celei de-a 7-a conferințe internaționale despre știința cărbunelui, organizată din inițiativa Comitetului internațional, sub auspiciile Institutului de mine al Academiei Cehoslovace și ale Institutului de combustibil al Ministerului Minelor din R. S. Cehoslovacă.

La congres au participat peste 300 de delegați din 20 de țări, dintre care personalități de mare prestigiu din Anglia, U.R.S.S., R.F.G., Polonia, Franța etc.

Lucrările congresului au fost deschise de către președintele Academiei de Științe Cehoslovace F. Šorm, continuînd cu comunicarea de sinteză „Chimia cărbunelui și perspectivele sale" a prof. Landa, membru corespondent al Academiei R.S.C.S. În continuare comunicările și discuțiile au fost grupate în cinci secții:

Secția I — Structura și proprietățile fizice ale cărbunelui și ale cocsului (împărțită în două grupe);
Secția a II-a — Structura chimică a cărbunelui;
Secția a III-a — Proprietățile chimice și reacțiile cărbunelui și ale cocsului;
Secția a IV-a — Piroliza și cocsificarea;
Secția a V-a — Gazeificarea și combustia.

În cadrul secției I, tematica celor 12 comunicări prezentate a urmărit o cunoaștere mai profundă a comportării substanței de bază a cărbunelui și a cocsului, caracterizată prin mărimi fizice corelate cu compoziția chimică și structura fizică a fazei solide. De asemenea, un număr mare de lucrări au tratat proprietățile superficiale și structura coloidală a cărbunilor și a produselor de piroliză cu metode speciale, precum și cinetica de adsorbție.

Un interes deosebit au prezentat lucrările: „Posibilitățile de utilizare a dielectrometriei în analiza cărbunilor", „Distribuția mărimii porilor huilelor și a cărbunilor bruni", „Cinetica sorbției unor gaze pe huile și influența vaporilor de apă sorbiți concomitent" ș.a.

În cadrul secției a II-a, lucrările prezentate au trecut succesiv de la lucrări analitice și metodologice la studii asupra modului de legare a sulfului organic, pentru a ajunge în final la lucrări care se referă la recapitularea cunoștințelor acumulate asupra constituției cărbunelui.

Din cele 13 comunicări au suscitat un deosebit interes și au provocat largi discuții lucrările: „Alcătuirea macералelor din cărbune din trei componente de bază și proprietățile deduse din aceasta"; „Evoluția geochimică a cărbunilor și a componenților petrografici"; „Elemente de chimie structurală a cărbunilor" ș.a.

Cele zece comunicări prezentate în cadrul secției a III-a au abordat mai ales problema oxidării cărbunilor, care poate constitui în viitor o preocupare importantă cu aplicare tehnologică.

Comunicările: „Acizi benzen-carboxilici prin oxidarea huilelor", „Cinetica de oxidare a huilelor", „Solvirea huilelor prin reacții cu cloruri acide la temperaturi joase" și altele întreprind cercetări în vederea obținerii de materii prime pentru industria chimică prin oxidarea cărbunilor în medii apoase în condiții controlate.

În secția a IV-a „Piroliza și cocsificarea" s-au prezentat 14 expuneri, dintre care nouă s-au ocupat de piroliza cărbunelui și cinci de piroliza gudronului. Dintre cele nouă expuneri care s-au ocupat de cărbune, opt au tratat faza plastică și numai una, problema cocsului. Din opt expuneri asupra fazei plastice și cinci asupra gudronului, cinci s-au ocupat de diversele căi de încălzire rapidă a cărbunelui.

Aceasta arată orientarea principală a cercetărilor efectuate în ultimii ani, adică atenția deosebită care s-a dat produselor lichide ale pirolizei cărbunelui și pirolizei rapide realizate cu viteze pînă la 10^5°C/min, obținute prin folosirea celor mai diverse căi ale tehnicii moderne (laseri și plasmă).

Comunicarea prezentată de delegația română („Studiul structurii și proprietăților anumitor cocsuri speciale"), privind compararea proprietăților cocsului brichete ICEM, pentru produse cărbunoase cu alte materii prime folosite în acest scop (cocs petrol calcinat) a suscitat un deosebit interes, făcînd obiectul intervenției a trei delegați și fiind menționată în mod special în concluziile generale ale congresului. Cu această ocazie s-au făcut cunoscute date privind procedeul ICEM de fabricare a cocsului-brichete, precum și lucrările specialiștilor noștri care au atras interesul diverșilor delegați din India, Thailanda, U.R.S.S., Canada, Franța etc. Comunicările al căror obiectiv era piroliza, de exemplu cu viteze de ordinul a sute și mii de °C/min, au adus contribuții importante din punct de vedere practic și teoretic în vederea unei valorificări eficiente.

În cadrul secției a V-a, consacrată gazeificării și combustiei, s-au prezentat nouă comunicări. Combustia combustibililor solizi pentru producerea energiei electrice și termice reprezintă un proces tehnologic important, mai ales dacă ne referim la faptul că în Europa de exemplu circa 40% din cărbunele exploatat este întrebuințat în acest scop. Datorită concurenței din ce în ce mai mari între combustibilii solizi și gazoși, se pune problema dobîndirii de noi cunoștințe asupra proprietăților cărbunelui și conversiei sale în energie termică. În acest sens, cinci comunicări fac obiectul noilor căi de tehnica combustiei. Tehnica contemporană a combustiei combustibililor solizi pe grătare și în focare cu cărbune pulverizat se caracterizează prin cheltuieli de investiție mari datorită dimensiunii focarelor. De asemenea, valorile scăzute ale coeficientului de transmitere a căldurii la suprafața de încălzire determină randamente termice reduse. Din aceste motive, cercetările în domeniul combustiei cărbunilor în pat fluidizat, unde se obțin coeficienți de transmitere a căldurii de ordinul a 300 kcal/m^2·h·grd, sînt de mare actualitate.

Dintre lucrările consacrate combustiei, de o importanță deosebită prin nivelul științific și rezultatele obținute au fost „Combustia cărbunilor prin fluidizare", „Cinetica de oxidare la carbonizare prin fluidizare", „Studiul comparativ al pirolizei cu azot și al aprinderii cu aer a particulelor fine de cărbune de diferite tipuri" etc.

În ceea ce privește gazeificarea combustibililor solizi s-au prezentat lucrări care explorează noi principii și metode în vederea concurenței cu combustibilii gazoși și lichizi, cum ar fi „Formarea acetilenei din reacția cărbunelui în arc de înaltă intensitate" sau „Moduri de utilizare eficientă a sistemelor de combustibili dispersați sub formă de emulsie apă-cărbune".

Ca o privire de ansamblu asupra lucrărilor congresului, trebuie menționat nivelul deosebit al comunicărilor, tehnica impresionant de avansată folosită la efectuarea lucrărilor și profunzimea discuțiilor purtate. În același timp, trebuie scos în relief faptul că, majoritatea lucrărilor reprezintă căi noi de valorificare a cărbunilor, precum și noi metode de cunoaștere mai aprofundată a lor.

Ansamblul general al lucrărilor prezentate scoate în relief tendința generală a preocupărilor dominante, mai ales în țările mari producătoare de cărbune (Anglia, Franța, R.F. a Germaniei, Belgia etc.) în care, din cauza crizei

generale de desfacere, se acordă o atenție deosebită căilor care pot da noi debușeuri de desfacere pentru cărbune, prin valorificarea chimică superioară a lui, la concurență cu produsele petrochimice și cele obținute din gazele naturale. În vederea rezolvării acestor probleme se investesc sume considerabile pentru finanțarea cercetării, punînd la dispoziția institutelor mijloace din cele mai moderne de investigație, întrucît chiar lucrări aparent teoretice sau cu caracter fundamental creează premise pentru realizări industriale cu efecte tehnice și economice net pozitive.

Cercetările efectuate cu diferite mijloace moderne de investigație (structură prin mijloace de spectrometrie de masă, rezonanță paramagnetică și nucleară, spectre în raze X și infraroșii, microscopie optică și electronică, piroliză rapidă folosind flash și laseri, cromatografie de gaz și de lichide, prelucrarea datelor cu calculatoare electronice etc.) servesc pentru o mai bună cunoaștere a naturii și a proprietăților cărbunelui, a comportării lui la cocsificare și a posibilităților de utilizare în alte scopuri, a satisfacerii cerințelor de rentabilizare a industriei cărbunelui.

Materialele comunicărilor prezentate la conferință au fost multiplicate și difuzate participanților cu multe săptămîni înainte de data conferinței, dînd posibilitatea unei bune documentări și unei desfășurări în condiții optime. Lucrările pe secții s-au desfășurat în ordine succesivă, fiecare începînd cu prezentarea referatului de sinteză al comunicărilor din secția respectivă, întocmit de un specialist din țara gazdă. Acestea au fost urmate apoi de întrebări, răspunsuri, completări și discuții axate pe problemele atacate în comunicări. Succesul conferinței a fost asigurat de asemenea prin punerea la dispoziția participanților a serviciilor de traducere în patru limbi de largă circulație, precum și de atenția deosebită de care participanții la congres s-au bucurat din partea colegilor lor cehoslovaci.

Ultimele zile ale programului celei de-a 7-a conferințe internaționale privind știința cărbunelui au fost destinate vizitării fie a Institutului de cercetări pentru combustibili de la Bêhovice, fie a Institutului de mine al Academiei de Științe.

Institutul de combustibili de la Bêhovice (de lîngă Praga) se ocupă mai ales de cercetări pentru valorificarea cărbunilor din R.S.C.S., în vederea determinării bazei de materii prime pentru fabricarea cocsului, elaborînd noi metode de estimare a cărbunilor pentru aprofundarea cunoștințelor de cocsificare. De asemeneam institutul are în preocupările sale cercetări în vederea producerii și purificării gazelor, pentru captarea produselor valoroase din gaze, cercetări de coroziune etc.

Secția de structură și proprietăți a Institutului de mine al Academiei se ocupă mai ales de cercetări fundamentale, dar efectuează, pe bază de contract, și cercetări complexe de caracterizare a cărbunilor din diferite zăcăminte noi, precum și a cocsului produs din diferite șarje. Tematica în domeniul cercetării cărbunilor cuprinde, printre altele, studii despre petrografia și structura cărbunilor, despre starea plastică, oxidarea în medii lichide și proprietățile superficiale ale cărbunilor. Cercetările în domeniul cocsului și materialelor cărbunoase se ocupă de structura și proprietățile cocsului, de modificările structurale și transformările fizice ale materiilor prime în timpul tratamentelor termice, precum și de corelarea calității cocsului cu factorii tehnologici și calitatea șarjei folosite.

În mod deosebit, trebuie menționată aparatura completă și modernă de care dispun ambele institute, dar cu deosebire Institutul de mine al Academiei.

Lucrările celei de-a 7-a conferințe internaționale despre știința cărbunelui, discuțiile purtate, precum și vizitele efectuate au arătat tendințele noi de utilizare a cărbunilor în diferite domenii și în siderurgie sub formă de cocs sau alte materiale cărbunoase.

Ing. *I. BARBU* și
ing. *P. ALBĂSTROIU*

RECENZII

Pawel Murza-Mucha, Jerzy Ziemkiewicz. Człowiek I Żelazo (Omul și fierul). *Varșovia, Editura Iskry, 1967.*

Lucrarea intitulată „Omul și fierul" a autorilor polonezi P. Murza-Mucha și J. Ziemkiewicz prezintă o istorie de largă accesibilitate a metalurgiei, de la începuturile sale, pe diferitele continente ale pămîntului, și pînă la realizările moderne ale metalurgiei automatizate și cibernetizate a zilelor noastre.

Epoca cea mai îndepărtată a apariției metalurgiei, epoca bronzului și apoi a fierului, progresele realizate în Egipt, în Asia sau de civilizația Maia, sînt urmărite pe documente și ilustrații din cele mai interesante.

Africa, leagăn străvechi al metalurgiei în forme primitive, care s-a menținut în același stadiu pînă la descoperirile lui Livingstone și Stanley, Asia, în India și Malaezia, care au dat monumente și turnuri de fier a căror rezistență la coroziune a rămas un secret și pînă astăzi, sau China și Japonia, cu obiecte de podoabă și cult sau arme lucrate cu măiestrie, sînt trecute în revistă, urmărindu-se dezvoltarea metalurgiei în diferite civilizații.

În carte sînt arătate și realizările din Creta, Grecia antică și epoca romană care pregătesc dezvoltările ulterioare ale metalurgiei în Europa. Sînt prezentate apoi documente interesante privind reducerea minereurilor și obținerea obiectelor din metale, în epoca migrației popoarelor și începuturile metalurgiei epocii feudale.

George Bauer Agricola și mulți alți cronicari au servit datele care au permis cunoașterea metalurgiei secolelor X—XVIII, apariția și dezvoltarea furnalelor, din primele cuptoare de reducere directă.

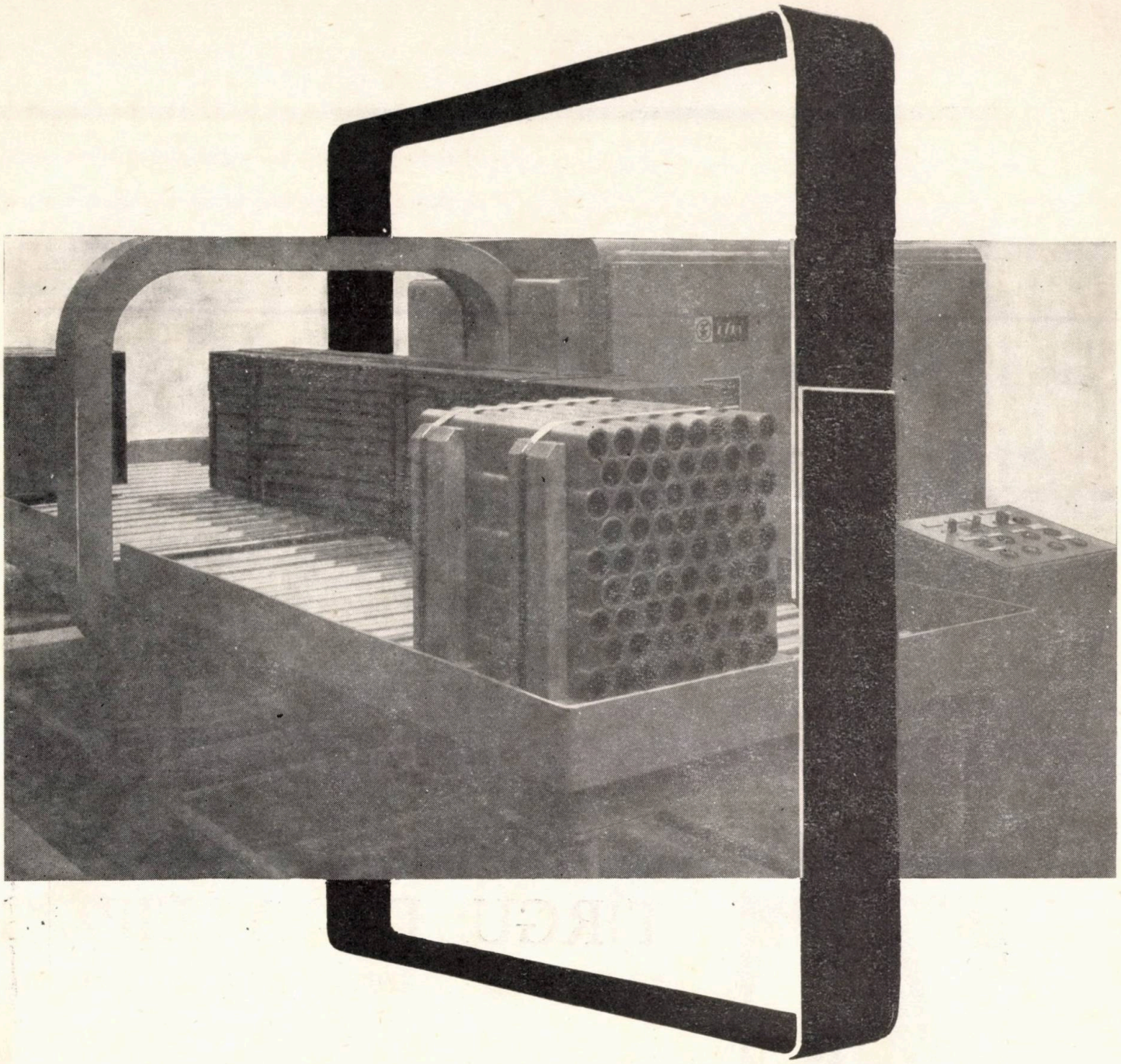
Metalul necesar pentru tunuri și bombarde, muschete și primele rachete este produs în paralel cu dezvoltarea uneltelor legate de minerit și de prelucrare, a celor mai simple forme de mecanisme și care toate dau avînt metalurgiei. Este apoi prezentată obținerea pentru prima dată a cocsului și lămurirea proceselor chimice care au loc la reducere, epocă ce corespunde unui nou avînt al acestei străvechi meserii.

Forma modernă a furnalului apare la sfîrșitul sec. al XVIII-lea și începutul sec. al XIX-lea, cînd preîncălzirea aerului și încărcarea prin clopot permit realizarea tehnologiei aplicate în mod practic și în zilele noastre.

Autorii trec în revistă realizările moderne și formele mai primitive existente încă astăzi și fac un bilanț al ultimelor realizări. Elemente de aliere, fizica și fizica-chimia metalurgiei sînt puse în lumina actualității și dezvoltarea cea mai nouă a metalurgiei ca, de exemplu, procedeul LD de producere a oțelului etc.

Prezentată într-o formă atrăgătoare și cu ilustrații sugestive, cartea este interesantă atît pentru specialiștii din domeniul nostru, cît și pentru marele public.

Ing. *I. BARBU*



Legarea în prezent, cu randament superior, a produselor din oțel cu luciu

Prin dezvoltarea recentă a mașinii noastre de legat, ajustajele laminoarelor își pot moderniza eficient modul de lucru. Ea lucrează cu cel mai ridicat randament economic la legarea pachetelor rotunde și în colțuri, de bare, table și colaci de benzi. Avantajoasa închidere plată a legăturii prin sudarea dublă în puncte asigură un transport lipsit de deranjamente al produselor laminate. Timpul de legare este de 7s.

Supravegherea mai multor instalații de legat, de la un post central, este posibilă prin utilizarea unor unități automate de alimentare.

Prin noua noastră mașină de legat profitați de avantajele tehnicii moderne. Ea a fost distinsă, la tîrgul de primăvară din Leipzig din anul 1968, cu o medalie de aur. Vă informăm detaliat sub numărul de cod A 40/68.

VEB Schwermaschinenbau „Ernst Thälmann"
DDR — 3011 Magdeburg — Buckau

Informații:
Ambasada R.D.G. din
R. S. România
Secția comercială
TKB INVEST EXPORT
București, Calea Dorobanților 14

INVEST EXPORT
Volkseigener Aussenhandelsbetrieb der
Deutschen Demokratischen Republik
DDR—108 Berlin, Taubenstrasse 7-9
Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diale dd
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

PUBLICOM

INVEST EXPORT

HOTĂRÎŢI INCĂ ASTĂZI PENTRU MÎINE

Hotărîri pe perioade îndelungate puteţi lua în prealabil cunoscînd tendinţele cele mai noi de dezvoltare a pieţelor, oferta şi relaţiile comerciale dintre ţările din Est şi Vest, modul de rezolvare a diferitelor probleme, cererea clienţilor.

Tîrgul de la Leipzig garantează, în minimum de timp, obţinerea unui număr maxim de informaţii preţioase, contacte importante şi tranzacţii avantajoase.

Specialiştii din cele mai diferite branşe ale industriei de maşini şi industriei bunurilor de consum găsesc aici rezolvarea problemelor lor actuale şi viitoare.

Tîrgul de la Leipzig este o manifestare internaţională modernă, dinamică şi atractivă, întrunind expozanţi din circa 65 de ţări pe o piaţă comercială vastă, pe teritoriul unui stat socialist cu o industrie puternică.

TÎRGUL DE LA LEIPZIG

REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

2—11 martie 1969

31 august—7 septembrie 1969

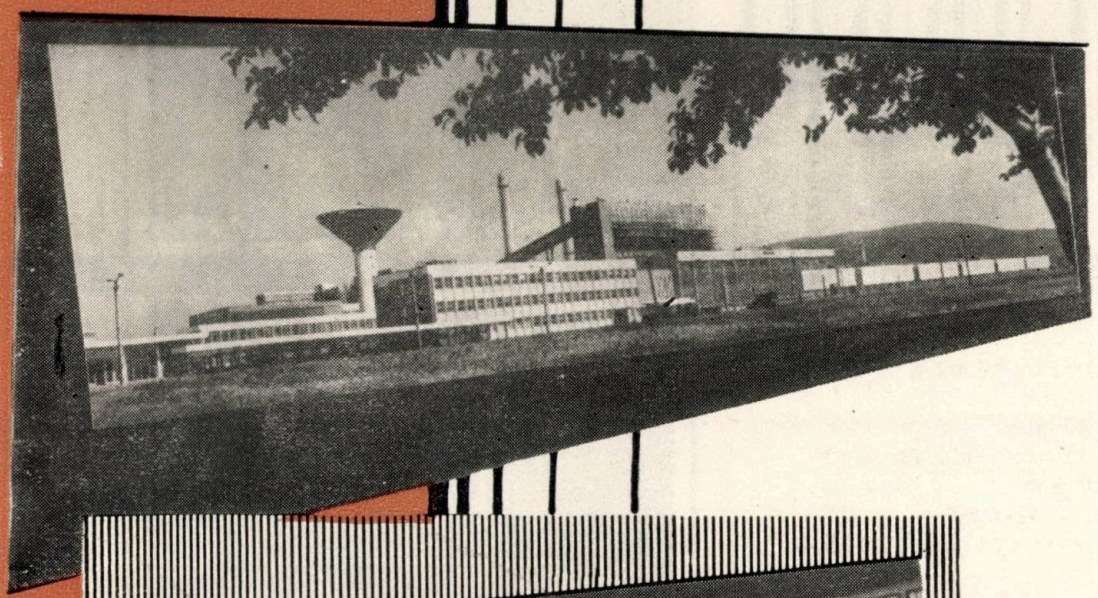
Informaţii asupra călătoriei dvs. la Tîrgul internaţional de la Leipzig puteţi obţine prin agenţiile judeţene O. N. T.

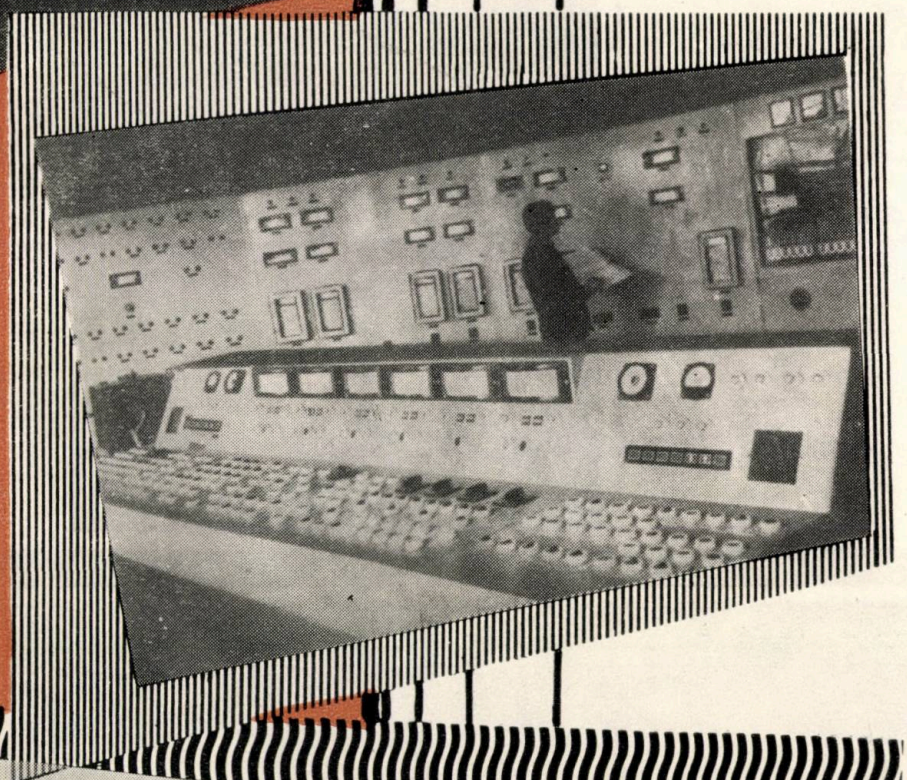
PUBLICOM

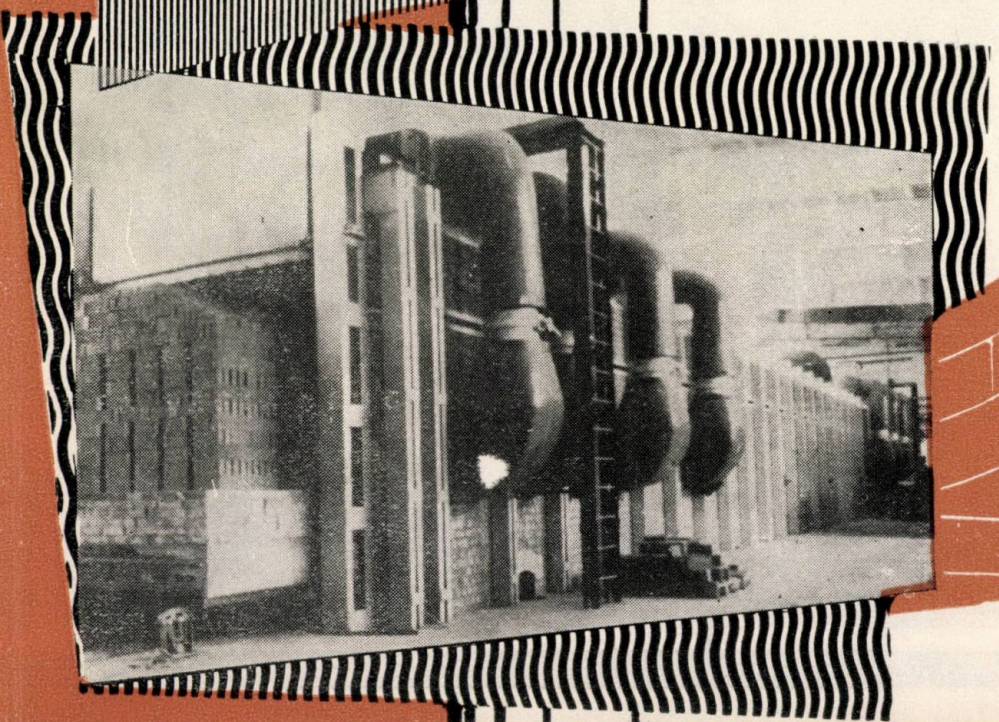
FABRICA
DE PRODUSE REFRACTARE

ALBA-IULIA

Str. Clujului nr. 23 telefon 609





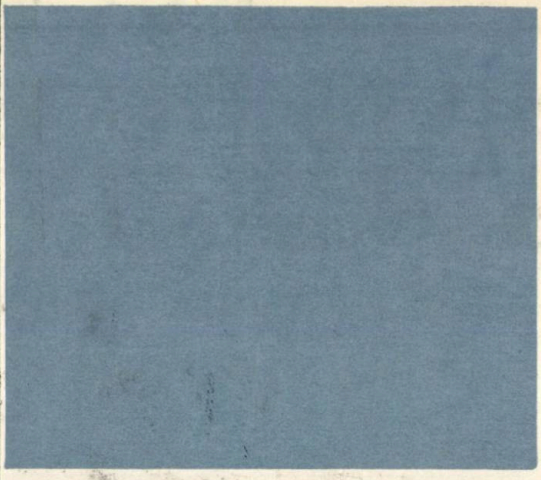


Execută:

Pentru industria siderurgică, industria chimică, industria construcțiilor de mașini, industria materialelor de construcție etc.:

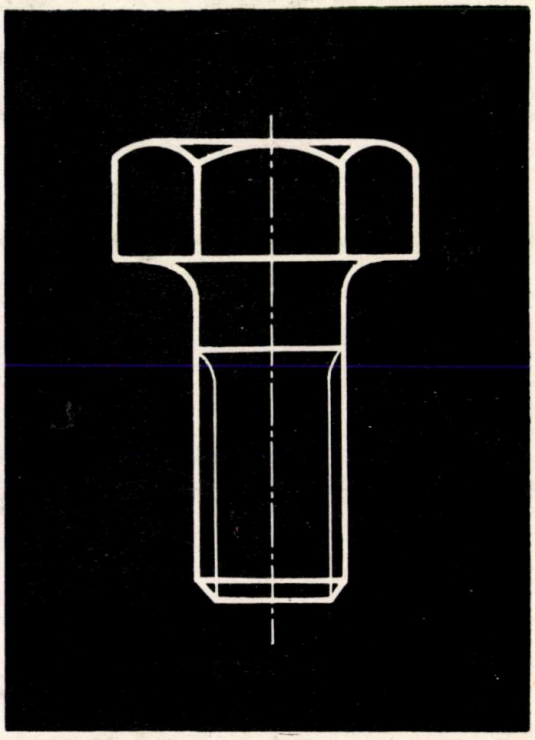
- **ȘAMOTE REFRACTARE ALUMINOASE ȘI SUPERALUMINOASE**
- **AMESTECURI SUPERREFRACTARE**
- **CĂRĂMIZI REFRACTARE ALUMINOASE ȘI SUPERALUMINOASE**

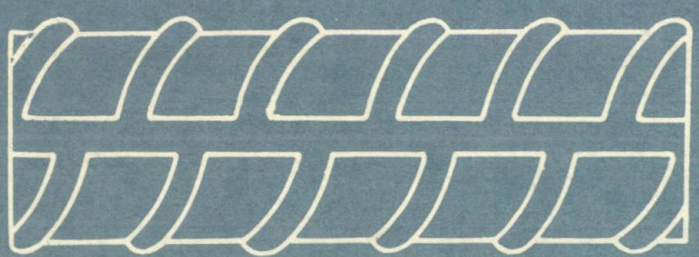
UZINA LAMINORUL BRĂILA

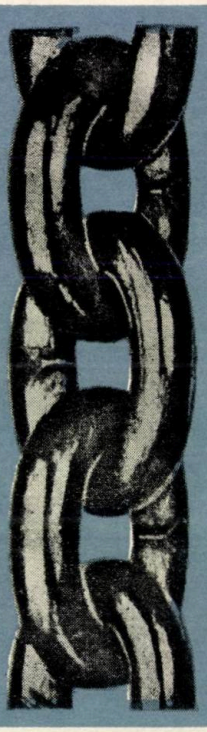


PRODUCE ŞI LIVREAZĂ

- Oţel lat 11 × 6 — 100 × 20 mm
- Oţel lat pentru piuliţe 11 × 6 — 46 × 23 mm
- Oţel rotund ∅ 12 — 50 mm
- Oţel beton rotund ∅ 6 — 12 mm
- Oţel rotund pentru nituri şi şuruburi ∅ 10,5 — — 35.5 mm
- Oţel beton PC în colaci ∅ 6 şi 8 mm
- Oţel beton PC ∅ 20 — 32 mm
- Oţel pătrat 14 × 14 — 60 × 60 mm
- Oţel hexagonal 21 — 48 mm
- Sîrmă laminată în colaci ∅ 6 — 12 mm
- Sîrmă trefilată ∅ 1.4 — 11.8 mm
- Sîrmă recoaptă ∅ 1.4 — 9 mm
- Cuie pentru construcţii
- Cuie speciale şi ţinte cu ∅ min. 1.4 mm
- Şuruburi M6 — M12
- Piuliţe hexagonale şi pătrate M6 — M12
- Nituri ∅ 4 — 6 mm
- Şaibe plate pentru metale ∅ 14 — 33 mm
- Furci uşoare şi grele
- Lanţuri







3280

METALURGIA

2

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XXI ● NR. 2 ● FEBRUARIE 1969

Blocuri şi produse refractare aluminoase şi superaluminoase cu caracteristici fizico-chimice superioare, pentru construcţia cuptoarelor celulare pentru arderea varului şi pentru cuptoarele laminoarelor

Execută

Fabrica de produse refractare

P L E A Ş A

Ploieşti • telefon 13731 • Jud. Prahova

E 3280

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

Anul 21 nr. 2 februarie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Dijmărescu A. şi *Scutu V.*: **Contribuţii la studiul microstructurii aglomeratului autofondant produs la Combinatul siderurgic — Reşiţa** 77

Urseanu A.: **Determinarea indicelui de echivalare a unui combustibil experimental în procesul de aglomerare** 82

Vulcu V., *Jakab E.* şi *Constantinescu Al.*: **Unele consideraţii în legătură cu posibilităţile de îndesare combinată a formelor prin împuşcare şi presare.** 86

Drăgan N., *Morţun A.*, *Iacob Minodora* şi *Alexandrescu S.*: **Influenţa borului asupra unor transformări de faze ale oţelului carbon şi oţelurilor carbon cu adaosuri mici de crom, nichel şi molibden.** 90

Lescenco Georgeta, *Teodorescu Minodora*, *Musea S.* şi *Şontea S.*: **Studiul comportării la coroziune a unor aliaje de aluminiu turnate.** 98

Herşcovici P. şi *Bunescu S.*: **Stabilirea gradului de infiltrare a produselor sinterizate cu bază de fier.** 102

REALIZĂRI TEHNICE

Baltagiu N., *Bohosievici N.*, *Cîmpeanu C.* şi *Pînzaru V.*: **Utilizarea curenţilor de înaltă frecvenţă la fabricarea ţevilor sudate.** 106

Stanciu I.: **Contribuţii la studiul eficienţei economice a utilizării şi elaborării prealiajelor de metale neferoase** 112

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Lederer A.: **Caracteristicile tehnologice generale ale laminorului de tablă groasă de la Galaţi.** . . . 114

Achiţei C.: **Limitele valorii distanţei de strîngere la asamblarea calibrelor între ele şi la verificarea filetului special al prăjinilor grele de foraj.** 124

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Geru N.: **Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (II).** 128

Chindler N.: **Perspectivele utilizării metodelor prin fluorescenţa razelor X în laboratoarele siderurgice** 132

RECENZII 134

CRONICĂ . . . . . 89 şi 135

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Intreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 6225

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966."

42 406

CONTENTS

DC 669.162.12 :620. 186

Dijmărescu A. and *Scutu V.*: **Contributions to the study of self-smelting agglomerate in Steel Plant Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 77–81

DC 622.785

Urseanu A.: **Equivalation index estimation for an experimental fuel utilized in sintering.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 82–85

DC 622.744.5

Vulcu V., Jakab E. and *Constantinescu Al.*: **Considerations regarding combined shooting and pressing as mould stamping possibilities.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 86–89

DC 669.14/.15 :620.181

Drăgan N., Morţun A., Iacob Minodora and *Alexandrescu S.*: **Influence of boron on phase transformation in plain carbon steel and in carbon steel with small additions of chromium, nickel and molybdenum.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 90–97

DC 669.715′–14 :620.193

Lescenco Georgeta, Teodorescu Minodora, Musea S. and *Şontea S.*: **Corrosion behaviour of some cast aluminium alloys.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 98–101

DC 621.762 :669.12–492

Herşcovici P. and *Bunescu S.*: **Estimation of infiltration degree for sintered parts on iron base.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 102–105

DC 621.774.2 : 621.3.023

Baltagiu N., Bohosievici N., Cîmpeanu C. and *Pinzaru V.*: **Utilization of high-frequency current for welded tube manufacturing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p.106–111

DC 669.2/.8.018 :338.063.44

Stanciu I.: **Contributions to economic efficieney studies regarding production and utilization of non ferrous pre-alloys.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 112–113

DC 621.771.23

Lederer A.: **General features of the Galaţi plate mill.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 114–123

DC 622.24.053

Achiţei C.: **Range of screwing up distance in working gace assembling and in special thread control for drill collars.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 124–127

DC 548.0

Geru N.: **Investigation methods for crystal lattice imperfections (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 128–131

DC 669.1.013.5 : 061.6 : 543.426

Chindler N.: **Outlooks for X-ray fluorescence utilization in steel plant laboratories.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 132–133

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.162.12 : 620.186

Dijmărescu A. und *Scutu V.* : **Beiträge zu der Mikrostrukturerforschung von selbstschmelzenden Agglomerat, erzeugt im Hüttenwerk Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 77—81

DK 622 : 785

Urseanu A. : **Feststellung des Gleichvertigkeitskoeffizientes für einen Experimentalbrennstoff im Agglomeriervorgang.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 82—85

DK. 622.744.5

Vulcu V., Jakab E. und *Constantinescu Al.* : **Einige Berücksichtigungen über kombinierte Stopfmöglichkeit von Giessformen durch Schiessen und Pressen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 86—89

DK 669.14/.15 : 620.181

Drăgan N., Morţun A., Iacob Minodora und *Alexandrescu S.* : **Einfluss von Bor auf einige Phasenumwandlungen der einfachen Kohlenstoffstähle und der Kohlenstoffstähle mit geringem Chrom-, Nickel- und Molybdänzusatz.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 90—97

DK 669.715—14 :620.193

Lescenco Georgeta, Teodorescu Minodora, Musea S. und *Şontea S.* : **Untersuchungen über Korrosionsverhalten einiger gegossenen Aluminiumlegierungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 98—101

DK 621.762 : 669.12—492

Herşcovici P. und *Bunescu S.* : **Feststellung des Infiltrierungsgrades für Sinterteile auf Eisenbasis.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 102—105

DK 621.774.2 : 621.3.032

Baltagiu N., Bohosievici N., Cimpeanu C. und *Pinzaru V.* : **Anwendung von Hochfrequenzstrom in Schweinssrohrerzeugung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 106—111

DK 669.2/.8.018 :338.063.44

Stanciu I. : **Beiträge zu der Erforschung der ökonomischen Wirksamkeit der Anwendung und Erzeugung von Nichteisen metallvorlegierungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 112—113

DK 621.771.23

Lederer A. : **Allgemeine technologische Kenngrössen der Plattenwalzstrasse in Galaţi.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 114—123

DK 622.24.053

Achitei C. : **Grenzwerte für Einschraublänge in Kaliberzusammenbau und in Prüfung der Gewinde für schwere Bohrstangen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 124—127

DK 548.0

Geru N. : **Erforschungsmethoden für Kristallgitterfehler (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 128—131

DK 669.1.013.5 :061.6 : 543. 426

Chindler N. : **Aussichten für die Anwendung der Röntgenfluoreszenzmethoden in Stahlwerklaboratorien.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 132—133

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.12; 620.186

Дижмэреску А. и *Скуту В.*: **К изучению микроструктуры самофлюсующего агломерата, производимого металлургическим комбинатом Решица**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 77—81

ДК 622. 785.

Урсяну А.: **Определение экспериментального пересчетного коэффициента в процессе спекания**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 82—85

ДК 622.744.5

Вулку В., Жакоб Е. и *Константинеску Ал.*: **Некоторые соображения, касающиеся возможности комбинированного уплотнения форм пескодувным и прессовочным способом**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 86—89

ДК 669.14/.15 : 620.181

Дрэган Н., Морцун А., Якоб Минодоора и *Александреску С.*: **Влияние бора на фазовые превращения углеродистых сталей с малыми добавками хрома, никеля и молибдена**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 90—97

ДК 669.715—14; 620.193

Лещенко Джерджета, Теодореску Минодора, Муся С. и *Шонтя С.*: **Исследование поведения в условиях коррозии некоторых литых алюминиевых сплавов**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 98—101

ДК 621.762 : 669.12—492

Гершкович П. и *Бунеску С.*: **Определение степени инфильтрации спеченных деталей на железной основе**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 102—105

ДК 621.774.2 : 621.3.023

Балтаджиу Н., Богосиевич Н., Кымпяну К. и *Пынзару Н.*: **Использование высокочастотных токов при производстве сварных труб**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 106—111

ДК 669.2/.8.018;338.063.44

Станчиу И.: **К изучению экономической эффектив-ности применения и выплавки лигатур цветных мрталлов**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2. p. 112—113

ДК 621.771.23

Ледерер А.: **Общая технологическая характеристика толстолистового стана металлургического комбината Галац**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 114—123

ДК 622.24.053

Акицей К.: **Пределы величины расстояния затяжки при сборке калибров и при проверке специальной нарезки тяжеловесных бурильных труб**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 124—127

ДК 548.0

Джгру Н.: **Методы исследования дефектов кристаллической решетки (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 128—131

ДК 669.1.013.5; 061.6 : 543.426

Киндлер Н.: **Перспективы применения рентгенофлюоресцентных методов в металлургических лабораториях**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 132—133

SOMMAIRE

CD 669.162.12 : 620.186

Dijmărescu A. et *Scutu V.* : **Contributions à l'étude de la microstructure de l'agglomérat autofondant produit par le Combinat sidérurgique de Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 77–81

CD 622.785

Urseanu A. : **La détermination de l'indice d'équivalence d'un combustible expérimental dans le processus d'agglomération.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 82—85

CD 622.744.5

Vulcu V., Jakab E. et *Constantinescu Al.* : **Quelques considérations sur les possibilités de tassement combiné des moules par jet et par pressage.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 86—89

CD 669.14/.15 : 620.181

Drăgan N., Morţun A., Iacob Minodora et *Alexandrescu S.* : **L'influence du bore sur certaines transformations de phase de l'acier au carbone et des aciers au carbone et à petites additions de chrome, de nickel et de molybdène.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 90 — 97

CD 669.715′–14 : 620.193

Lescenco Georgeta, Teodorescu Minodora, S. Musea et *Şontea S.* : **L'étude du comportement à la corrosion de certains alliages d'aluminium coulés.**

Metalurgia 21 (1969). nr. 2, p. 98–101

CD 621.762 : 669. 12.—492

Herşcovici P. et *Bunescu S.* : **L'établissement du degré d'infiltration des produits frittés à base de fer.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 102—105

CD 621.774.2 : 621.3. 032

Baltagiu N., Bohosievici N., Cimpeanu C. et *Pinzaru V.* : **L'utilisation des courants de haute fréquence à la fabrication des tubes soudés.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 106—111

CD 669.2/.8.018 :338.063.44

Stanciu I. : **Contributions à l'étude de l'éfficacité économique de l'emploi et de l'élaboration des prealliajes de métaux non ferreux.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 112—113

CD 621.771.23

Lederer A. : **Les caractéristiques technologiques générales de la tôlerie forte de Galaţi.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 114—123

CD 622.24.053

Achiţei C. : **Les limites de la valeur de la distance de serrage lors de l'assemblage des calibres et lors de la vérification du filet spécial des masses tiges.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 124—127

CD 548.0

Geru N. : **Méthodes pour l'étude des défauts du réseau cristalin (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 128—131

CD 669.1.013.5 : 061 : 543.426

Chindler N. : **Les perspectives de l'emploi des méthodes basées sur la fluorescence des rayons X dans les laboratoires sidérurgiques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 2, p. 132—133

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 2
FEBRUARIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Contribuţii la studiul microstructurii aglomeratului autofondant produs la Combinatul siderurgic din Reşiţa

Ing. A. DIJMĂRESCU şi ing. V. SCUTU
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.162.12 : 620. 186

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY OF SELF-SMELTING AGGLOMERATE IN STEEL PLANT REŞIŢA

The paper presents results of investigations, performed during two distinct periods, which allowed to conclude on means for agglomerate quality improvement :

a) first period without additional gaseous fuel supply ;

b) second period when burning of CH_4 was used along the first third of the band, in view to improve thermal gradient and to reduce specific coke consumption.

During both periods, processing was not subject to other alterations, sintering conditions and reciept remaining unchanged.

During the first period and particularly in the upper half of the bed, obtained sinter had a heterogeneous texture. Besides, due to unsatisfactory conditions for crystallization, most of the bonding agent was vitreous. The latter quenches during cooling, develops internal stresses and cracks, contributing thus to the lowering of mechanical resistance.

During the second period, due to improving and evening of thermal conditions, a homogeneous sinter with high metallurgical qualities was obtained, mostly due to bonding agent quality, which, because of its crystalline structure has a higher resistance, allowing thus blast furnace reducing gases to reach easier the iron ore.

As regards reducibility, comparative investigations between the two periods coutd not be performed.

Main mineralogic iron constituent in the obtained sinter was recrystallized magnetite, calcium ferrite and hematite being in small quantities due to unfavourable developing conditions : reduced basicity and high carbon content.

One of the most important factors which dictates agglomerate quality being temperature, it is more useful to secure proper conditions for thermal gradient lowering throughout the height of the bed, by a partial heat transfer from the lower to the upper layer of the sintering bed, than to operate by various additions or by carbon content raising (therefore also FeO content raising), in view to increase agglomerate resistance.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE LA MICROSTRUCTURE DE L'AGGLOMERAT AUTOFONDANT PRODUIT PAR LE COMBINAT SIDÉRURGIQUE DE REŞIŢA

On présente les résultats des recherches effectuées durant deux périodes distinctes, d'òu l'on a pu tirer des conclusions sur les mesures à prendre pour l'amélioration de la qualité de l'agglomérat, c'est-à dire : a) une première période sans emploi de combustible supplémentaire gazeux ; b) une deuxième période pendant laquelle on a appliqué la méthode de combustion du CH_4 sur le premier tiers de la bande en vue de l'amélioration du gradient thermique et de la réduction de la consommation spécifique de coke.

Durant les deux périodes, le processus technologique n'a pas subi d'autres modifications et les conditions de l'agglomération ainsi que la recette sont restées les mêmes.

Pendant la première période, et surtout dans la moitié supérieure de la couche, la structure de l'agglomérat obtenu n'a pas été homogène. En même temps le liant résulté a été en grande partie vitreux, parce que les conditions de la cristallisation ont été insuffisantes. Le liant durcit pendant le refroidissement, des tensions internes se développent, et il se fissure, ce qui provoque la diminution de la résistance mécanique.

En ce qui concerne la deuxième période, par suite de l'amélioration et de l'uniformité du régime thermique, on a obtenu un agglomérat homogène, avec des caractéristiques métallurgiques supérieures, déterminées surtout par la qualité du liant qui en se cristallisant acquiert une résistance plus grande et facilite l'accès des gaz réducteurs du haut fourneau vers les oxydes du fer.

On n'a pas pu étudier comparativement la réductibilité pour les deux périodes.

Le principal élément minéralogique constituant est la magnétite cristallisée ; les ferrites de calcium et l'hématite sont en petite quantité parce que les conditions de leur formation n'ont pas été satisfaisantes (basicité réduite et haute teneur en carbone).

La température est l'un des plus importants facteurs qui déterminent la qualité de l'agglomérat ; il vaut mieux assurer la réduction du gradient thermique sur toute la hauteur de la couche en transférant une partie de la chaleur de la zone inférieure vers la zone supérieure de la bande d'agglomération que d'utiliser des additions diverses ou d'augmenter la teneur en carbone (donc celle en FeO) afin d'accroître la résistance de l'agglomérat.

Studiul fenomenelor fizico-chimice ale procesului de aglomerare a minereurilor de fier, precum și determinarea compoziției mineralogice a aglomeratului autofondant, constituie probleme deosebit de importante, cu caracter teoretic și practic, întrucît stăpînirea și cunoașterea acestora permite îmbunătățirea calității și creșterea producției de aglomerat.

Acest lucru este reliefat și de faptul că în ultimul timp în literatura străină de specialitate se abordează cu o frecvență sporită studierea mecanismului de formare a compușilor mineralogici, precum și a microstructurii aglomeratului autofondant.

Aceste considerente au determinat efectuarea unor studii asupra aglomeratului produs la Combinatul siderurgic din Reșița, referitoare la compoziția mineralogică, pentru a putea trage astfel concluzii în vederea îmbunătățirii proprietăților metalurgice ale aglomeratului.

De precizat că o atenție deosebită s-a dat temperaturii procesului, întrucît compararea condițiilor de temperatură cu compoziția mineralogică și proprietățile metalurgice permite să se găsească principalele căi pentru obținerea unui aglomerat de înaltă calitate, știind că aglomeratele obținute cu diferite conținuturi de combustibil se caracterizează prin grade diferite de terminare a procesului de sinterizare, avînd compoziția mineralogică și proprietățile metalurgice diferite. Astfel, la un conținut redus de carbon, aglomeratul obținut este de slabă calitate, partea superioară, de obicei , fiind nesinterizată.

Creșterea conținutului de carbon, deci și a temperaturii, determină ca componenții părții fără minereu din încărcătură să reacționeze între ei mai mult în stare lichidă și plastică, obținîndu-se un liant omogen, cristalin, care imprimă aglomeratului o rezistență mecanică superioară și o reductibilitate mai bună.

Cercetările de la C. S. R. au fost făcute cu un microscop Neophot-Zeiss în lumină reflectată asupra unui număr mare de eșantioane de aglomerat autofondant, confecționate din probe prelevate în două perioade (faze) diferite, și anume : înaintea introducerii metodei de ardere a gazului metan deasupra stratului de aglomerat pe prima treime a benzii, în vederea îmbunătățirii gradientului de temperatură pe înălțimea stratului și a reducerii consumului de cocs ; după introducerea și aplicarea cu succes a acestei metode la fabrica de aglomerare.

Observațiile făcute, precum și compararea cercetărilor proprii cu unele studii publicate de literatura străină de specialitate, au permis să se determine constituenții mineralogici principali din aglomeratul produs la C. S. R. și să se tragă unele concluzii referitoare la desfășurarea procesului de sinterizare.

În general, s-a constatat că pe înălțimea stratului de aglomerat compoziția mineralogică este eterogenă atît prin diversitatea constituenților, cît și prin diversitatea formelor de cristalizare ale aceluiași mineral.

În ambele situații — însă mult mai pregnant în prima — aglomeratul obținut în partea superioară a stratului a fost spongios, insuficient transformat, observîndu-se în macrostructură bucăți de minereu inițial și incluziuni albe de var neasimilat, care au determinat obținerea unei rezistențe scăzute.

Pentru prima perioadă, condițiile de aglomerare sînt redate în tabela 1.

Caracteristic pentru aglomeratul obținut în această perioadă este faptul că în straturile superioare structura lui este eterogenă, cu foarte mulți compuși profilați în masa sticloasă (fig. 1, *a*).

Această compoziție neuniformă se poate explica prin cantitatea insuficientă de căldură pentru transformarea încărcăturii inițiale, iar răcirea cu aer a părților superioare determină călirea liantului sticlos și implicit creșterea gradului de sfărîmare al acestuia.

În microstructura din figura 1, *a* se identifică cristale de magnetită (deschis), ferite de calciu sub formă de plăcuțe, dendrite și ace ale unor silicați complecși în masa liantului, precum și urme de minereuri inițiale.

Magnetita în această zonă este semnalată prin cristale mărunte, întrucît acestea nu au avut timp să crească, aglomeratul fiind răcit rapid. În aglomeratul studiat feritele de calciu de forma $nCaO \cdot Fe_2O_3$ în general au o pondere redusă, ele formîndu-se probabil numai în anumite zone în care a segregat calcarul sau unde acesta se află sub formă de bucăți mari.

Aglomeratul din partea superioară se caracterizează printr-o rezistență mai mică, datorită

Tabela 1

Înălțimea stratului, mm	Viteza benzii, m/min	Depresiunea la colector, mm col. apă	Ponderea în rețeta de încărcare inclusiv calcar și cocs, %					Carbon în amestec, %	Caracteristicile aglomeratului						
			Hematită Krivoi Rog	Limonită Căpuș	Magnetită Ocna de fier	Calcar	Diverse		Fe, %	FeO, %	CaO, %	SiO_2, %	CaO : SiO_2	Rezistența mecanică, %	Granulația sub 5 mm la încărc. în furnal, %
260	3,08	785	49,2	13,7	4,2	19,5	4,8	5,8	46,03	16,2	14,3	14,8	0,98	23,8	32

fragilității și cantității mari a liantului sticlos, precum și printr-o reductibilitate scăzută, determinată de formarea unor pelicule de liant pe suprafața cristalelor de magnetită, împiedicînd accesul gazului reducător.

În condițiile primei etape, datorită faptului că există o diferență mare între cantitatea de căldură din partea superioară și cea inferioară a stratului, aglomeratul obținut are proprietăți diferite, îmbunătățindu-se calitatea de sus în jos.

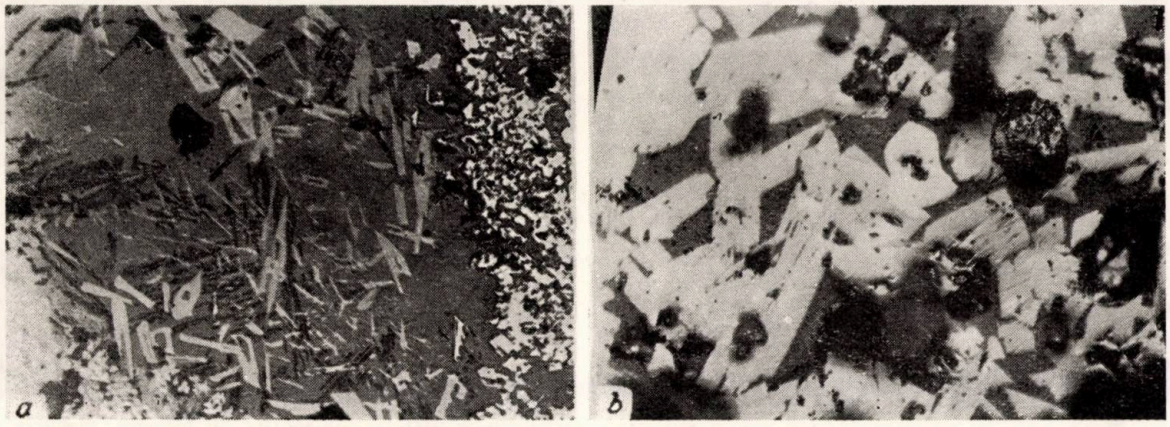


Fig. 1. Microstructura aglomeratului obținut în prima perioadă, × 200 :
a — în zona superioară a stratului; *b* — în zona inferioară a stratului.

Cantitatea mare a sticlei se poate explica prin aceea că, după aprinderea încărcăturii, o parte din fierul trivalent trece în fier bivalent prin reducere, iar oxidul inferior de fier format, împreună cu alți oxizi, în special cu SiO_2, formează combinații complexe cu punct de topire scăzut, ducînd astfel, implicit, la mărirea masei acestor compuși care formează liantul.

În zona inferioară a stratului, ca urmare a faptului că sînt îmbunătățite substanțial condițiile de temperatură, iar aportul de căldură este mai mare și de durată mai lungă, încărcătura inițială are timp pentru a se transforma mai mult în stare lichidă și plastică. Astfel se obține o structură mai omogenă, constituentul principal fiind magnetita recristalizată sub formă de cristale cubice (fig. 1, *b*).

Această structură, asociată cu existența unui liant cristalin la baza căruia stă feromonticellitul $CaO \cdot FeO \cdot SiO_2$, determină o reductibilitate mai bună și o rezistență ridicată, deoarece agregatele cristaline ale liantului au o rezistență superioară și facilitează accesul gazelor reducătoare la oxizii fierului pe limitele formațiilor cristaline.

Din tabela 1 se observă că s-a încercat să se îmbunătățească rezistența aglomeratului prin mărirea conținutului de carbon și deci a FeO, dar trebuie menționat că rezistența este determinată într-o măsură mult mai mare de compoziția mineralogică decît de conținutul de oxid feros. Pe lîngă aceasta, conținutul de carbon ridicat influențează negativ reductibilitatea, deoarece pe măsura creșterii temperaturii o cantitate din ce în ce mai mare de fier trivalent trece în fier bivalent, care formează la răcire silicați de fier și calciu și astfel rămîne în aglomerat o cantitate mai mică de oxizi de fier ușor reductibili.

În etapa a doua — așa cum s-a mai arătat — se arde CH_4 pe prima treime a benzii (aprox. 800 Nm^3/h) cu scopul de a se obține un aport de căldură suplimentar în partea superioară a stratului și a se înlocui astfel o parte din cocs. În aceste condiții în procesul de aglomerare, pe lîngă aer, participă și gazele arse ale gazului metan în imediata apropiere a suprafeței benzii, realizîndu-se totodată și un schimb de căldură între aceste produse și aer.

Prin introducerea acestei metode s-a urmărit și s-a reușit să se reducă gradientul de tempe-

Tabela 2

Înălțimea stratului, mm	Viteza benzii, m/min	Depresiunea colector, mm col. apă	Ponderea în rețeta de încărcare inclusiv calcar și cocs, %					Carbon în amestec, %	Caracteristicile aglomeratului						
			Hematită Krivoi Rog	Limonită Căpuș	Magnetită Ocna de Fier	Calcar	Diverse		Fe, %	FeO, %	CaO, %	SiO_2, %	CaO : SiO_2	Rezistența mecanică, %	Granulația sub 5 mm la încărcarea în furnal, %
240	3,12	825	50	15,5	4	18,5	7	4,6	46,9	14,7	15	14,2	1,05	21,4	26

ratură între partea inferioară și cea superioară obținîndu-se un aglomerat cu o structură mai uniformă și cu proprietăți mecanice mai bune.

Condițiile de aglomerare și rețeta de încărcare în perioada a doua sînt asemănătoare cu cele din prima, excepție făcînd conținutul de carbon care este mai redus (tabela 2).

Aglomeratul cu această structură are proprietăți metalurgice mai bune, în sensul că rezistența și reductibilitatea sînt mai ridicate datorită în special structurii cristaline a liantului, care, așa cum s-a mai arătat, exclude tensiunile interne și asigură mai ușor accesul gazelor reducătoare din furnal către oxizii fierului.

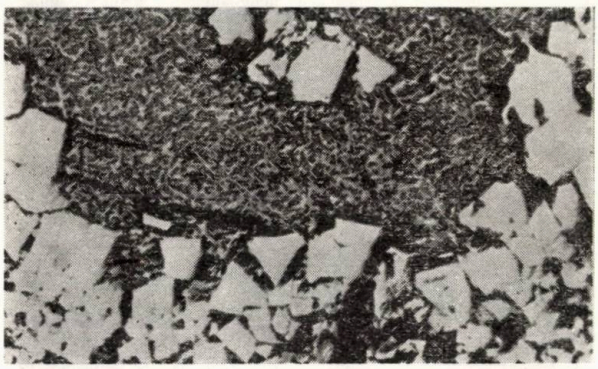


Fig. 2. Microstructura aglomeratului obținut în perioada a doua, × 200.

Fig. 3. Cristale de magnetită în formare, înglobate în liant, × 300.

Cu toate că în ambele perioade condițiile de aglomerare sînt asemănătoare, prin compararea datelor înscrise în tabelele 1 și 2 rezultă că în perioada a doua proprietățile mecanice ale aglomeratului au fost îmbunătățite substanțial.

Astfel, rezistența mecanică a crescut cu 10% și mai important este faptul că s-a micșorat tendința de degradare în timp a aglomeratului, lucru evident prin aceea că granulația sub 5 mm la încărcare în furnal a scăzut cu 18%.

Obținerea aglomeratului de calitate superioară în perioada a doua este o urmare firească a folosirii mai judicioase a potențialului termic a reducerii diferenței dintre aportul de căldură de la partea superioară și grătar, care la rîndul lor au determinat o îmbunătățire și o uniformizare a structurii mineralogice a aglomeratului.

În figura 2 se poate vedea o structură specifică întregii mase de aglomerat, obținută în această etapă, cu cristale cubice de magnetită recristalizată, de diferite mărimi, prinse într-un liant omogen.

Pentru a ilustra condițiile deosebit de favorabile de cristalizare ale compușilor liantului, în figura 3 este arătată o formație de cristale de magnetită în formare, înglobate într-un liant în care se disting foarte multe formațiuni dendritice ale silicaților complecși, la o mărire de 300 ori.

La fel ca și în prima perioadă, în aglomerat au fost identificate foarte puține ferite de calciu, fapt explicabil și prin consumul mai redus de calcar, în comparație cu cel din alte fabrici din țară și din străinătate.

În figura 4 este redată o zonă în care au existat condiții favorabile pentru formarea feritei

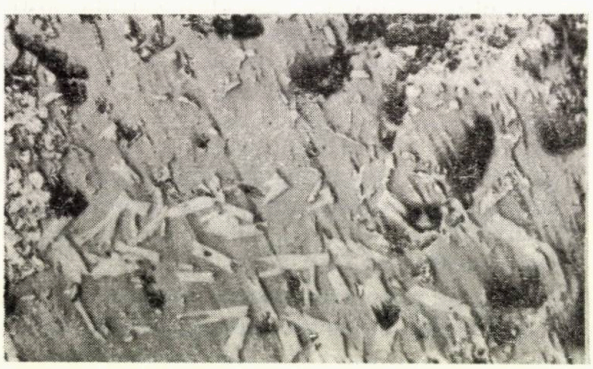


Fig. 4. Microstructura zonei cu ferită de calciu sub formă de plăcuțe asociate cu magnetită, × 200.

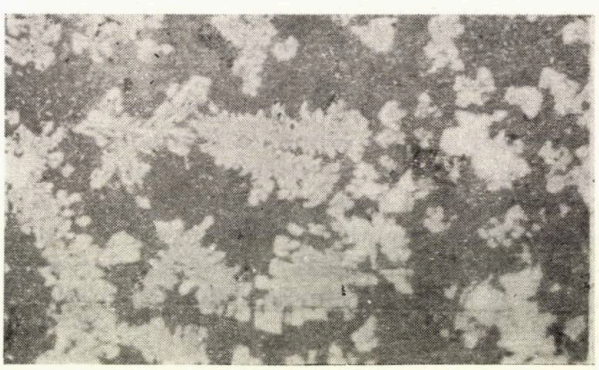


Fig. 5. Microstructura în zona superioară a stratului, în perioada a doua, × 300.

de calciu sub formă de plăcuțe asociate cu magnetită (la margine) prinse în masa liantului cristalin.

Apariția destul de rară a acestor compuși în aglomeratul produs la C. S. R. se poate explica și prin faptul că, folosindu-se hematita Krivoi-Rog (cu un conținut ridicat de SiO_2), suprafața

de contact dintre oxizii fierului (în special Fe_2O_3) și CaO este mult mai mică decît cea cu SiO_2, iar pe măsura reducerii și disocierii Fe_2O_3 această suprafață scade și mai mult, astfel încît este favorizată apariția silicaților și nu a feritelor de calciu.

Un lucru deosebit de interesant în cazul aglomeratului produs la Reșița este acela că nu s-a identificat hematită, care în general se găsește sub formă de cristale hexagonale, de culoare albă, decît în cantitate redusă, fapt care se consideră că poate fi explicat pe de o parte prin conținutul ridicat de carbon din amestec iar pe de altă parte prin influența pe care o exercită diferiții componenți ai încărcăturii asupra raportului dintre ionii de fier bi și trivalenți.

În perioada a doua, la partea superioară a stratului s-a surprins un aspect specific de hematită de reoxidare (fig. 5) sub formă de cristale hexagonale albe, precum și sub formă de coroane la marginea formațiilor de magnetită (cristale, schelete și dendrite).

A fost identificată hematită și în perioada întîi, mai ales în jurul porilor și al fisurilor, sub formă de coroane sau dungi albe, fără însă să se poată vorbi de existența unor formațiuni bine conturate.

Constatările făcute cu ocazia acestor cercetări au arătat că, pornind pe o cale inversă, adică de la studierea și cunoașterea structurii mineralogice a aglomeratului, se pot obține informații despre importanța pe care o are uniformizarea regimului termic asupra proceselor fizice și chimice din strat, precum și despre unele măsuri care trebuie luate în continuare pentru îmbunătățirea calității aglomeratului.

Concluzii. Cercetările asupra structurii mineralogice a aglomeratului autofondant produs la Combinatul siderurgic din Reșița înainte și după introducerea metodei de ardere a unui combustibil suplimentar gazos, la suprafața benzii, au permis adîncirea unor fenomene și a unor aspecte referitoare la formarea compușilor aglomeratului, cunoscute mai puțin pînă în prezent.

Astfel, s-a constatat că, pe lîngă realizarea scopului tehnologic propus, adică reducerea consumului specific de cocs, arderea combustibilului suplimentar gazos a determinat în plus obținerea unui aglomerat cu proprietăți metalurgice superioare și uniformizarea acestor proprietăți pe înălțimea stratului.

Aceste îmbunătățiri aduse caracteristicilor aglomeratului au fost posibile datorită faptului că aportul de căldură suplimentar de la partea superioară a permis ca durata menținerii unei temperaturi mai ridicate în zonele stratului (inclusiv în cele de sus) să fie mai mare și să se ajungă astfel ca transformările încărcăturii inițiale să se facă în stare plastică și lichidă.

În aceste condiții a fost facilitată obținerea unui liant cristalin, care a influențat la rîndul său creșterea rezistenței aglomeratului cu 10% și scăderea granulației sub 5 mm la încărcarea în furnale cu 18%, concomitent cu îmbunătățirea reductibilității.

În prima perioadă (în care nu s-a folosit gaz metan suplimentar), datorită cantității de căldură insuficiente și răcirii rapide cu aer, aglomeratul obținut în partea superioară a fost de slabă calitate, cu aspect spongios, insuficient sinterizat, cu o structură eterogenă și cu proprietăți diferite.

Constituenții mineralogici în acest caz au fost prinși în masa unui liant sticlos, care datorită fragilității și tensiunilor interne apărute la răcire se fisurează, ducînd la scăderea rezistenței aglomeratului.

Tot în această perioadă, la părțile inferioare ale stratului, cu toate că s-a obținut un aglomerat mai bun, cu o structură mai omogenă, au fost frecvente cazurile unor porțiuni supratopite din cauza excesului de căldură.

Se poate spune că un rol foarte important în determinarea structurii aglomeratului, și deci a calității acestuia, îl are dozarea optimă a căldurii procesului de sinterizare, astfel încît să se permită transformarea constituenților inițiali ai încărcăturii în stare lichidă și plastică și să se obțină un liant cristalin. Acest lucru este posibil în urma uniformizării gradientului termic pe înălțimea stratului, recurgînd la transferarea unei cantități de căldură din partea inferioară la suprafața benzii, prin micșorarea conținutului de carbon din amestec și preîncălzirea aerului necesar combustiei.

Investigațiile autorilor au dus la concluzia că, în aglomeratul produs la Combinatul siderurgic-Reșița, constituentul mineralogic principal sub care se află legat fierul este magnetita nou formată și că ferite de calciu și hematită se formează în cantități reduse datorită insuficienței condițiilor de formare a acestor compuși.

După părerea autorilor va trebui ca în viitor să se acționeze mai mult și asupra creșterii cantității de ferite de calciu, prin mărirea bazicității aglomeratului, determinînd pe lîngă sporirea avantajelor directe la folosirea în furnal și îmbunătățirea rezistenței și reductibilității aglomeratului, prin aceea că astfel se influențează micșorarea raportului dintre ionii de fier bivalenți și cei trivalenți.

De asemenea, este necesară intensificarea cercetărilor asupra structurii mineralogice a aglomeratului și dotarea în acest sens a laboratoarelor cu o aparatură adecvată, cu care să se poată face și determinări speciale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Harbord N. H. Journal of the Iron and Steel Institute. Aprilie 1965, p. 349–360.

[2] Mališeva T., Socolov G. A. ș.a. Stal nr. 10, 1966, p. 878–882.

[3] Zudin V. M. ș.a. Stal nr. 6, 1963, p. 481–485.

[4] Mazanek E., Widerko M. ș.a. Stahl und Eisen, nr. 1, 1965, p. 25–28.

Determinarea indicelui de echivalare a unui combustibil experimental în procesul de aglomerare

Ing. A. URSEANU
Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 622.785

EQUIVALATION INDEX ESTIMATION FOR AN EXPERIMENTAL FUEL UTILIZED IN SINTERING

The paper presents an estimation method for the equivalation index of experimental coke carbon, as compared to metallurgical coke carbon, both for 100% experimental coke and for variable substitution amounts.

Estimation of equivalation index of a fuel consists in comparing fixed carbon consumption of the unknown fuel with fixed carbon consumption of small coke during sintering.

The paper emphasizes estimation methode of equivalation index for a reference period in comparison with standard reference period (A_0).

Method for equivalation index reckoning through total heat consumption is also presented.

In humid and anhydrous state, equivalation index can be estimated by means of formules and nomograms contained in the text.

LA DÉTERMINATION DE L'INDICE D'ÉQUIVALENCE D'UN COMBUSTIBLE EXPÉRIMENTAL DANS LE PROCESSUS D'AGGLOMÉRATION

L'article traite de la méthode de détermination du coefficient d'équivalence du carbone contenu dans le coke expérimental, par rapport au carbone contenu dans le coke métallurgique, pour 100% ou pour des proportions variables de coke expérimental.

La détermination du coeficient d'équivalence d'un combustible permet la comparaison entre la consommation de carbone fixe d'un combustible inconnu et la consommation de carbon fixe du coke gailleteux, dans le processus d'agglomération.

On met en évidence la méthode de détermination du coefficient d'équivalence de la période de réference par rapport à une période de référence STANDARD (A_0).

On présente aussi la méthode de calcul qui sert à déterminer l'indice d'équivalence pour la chaleur totale consommée.

Pour les états humides ou anhydres, l'indice d'équivalence peut être précisé à l'aide des formules ou de la nomograme contenues dans l'article.

Determinarea coeficientului de echivalare a unui combustibil are ca scop compararea consumului de carbon fix al unui combustibil necunoscut cu consumul de carbon fix al cocsului mărunt, în procesul de aglomerare.

Formula generală în cazul utilizării unui combustibil experimental care înlocuieşte cocsul mărunt în proporţie de 100% va fi :

$$I_{E2.1} = \frac{A_2}{A_1} \qquad (1)$$

Factorul A_2 va depinde de : consumul specific al combustibilului de înlocuire; carbonul fix al combustibilului de înlocuire; umiditatea combustibilului de înlocuire, iar A_1, de aceiaşi parametri ai perioadei de referinţă, stabilită pentru un singur coeficient de echivalare :

$$A_2 = K_2 \cdot C_{fix_2}^{anh} \cdot (100 - W_2) \qquad (2)$$

$$A_1 = K_1 \cdot C_{fix_1}^{anh} \cdot (100 - W_1) \qquad (3)$$

deci indicele de echivalare la carbon fix va fi dat de formula :

$$I_{E_{C_{2.1}}} = \frac{K_2 \cdot C_{fix_2}^{anh} \cdot (100 - W_2)}{K_1 \cdot C_{fix1}^{anh} \cdot (100 - W_1)}, \qquad (4)$$

în care :

K_2 şi K_1 sînt consumurile specifice, kg/t ;

$C_{fix_{1,2}}^{anh}$ — carbonul fix în combustibilul anhidru, % ;

W_2, W_1 — umiditatea combustibilului, %.

În cazul utilizării unui combustibil experimental care înlocuieşte cocsul mărunt într-o proporţie mai mică decît 100%, formula de calcul se va putea scrie :

$$I_{E_C} = \frac{K_2^x \cdot C_{fix_1}^{anh} \cdot (100 - W_2^x)}{K_1 \cdot C_{fix_1}^{anh} \cdot (100 - W_1) - K_2^y \cdot C_{fix_2}^{anhy} \cdot (100 - W_2)}, \qquad (5)$$

unde :

K_2^x este consumul specific al combustibilului de înlocuire în perioada experimentală, kg/t ;

W_2^x – umiditatea combustibilului de înlocuire în perioada experimentală, %;

K_2^y – consumul specific al cocsului mărunt în perioada experimentală, kg/t;

W_2^y – umiditatea cocsului mărunt în perioada experimentală, %.

Din compararea formulei (4) cu (5) rezultă:

$$K_2 \cdot C_{fix}^{anh} \cdot (100 - W_2) = K_2^x \cdot C_{fix_2}^{anh\,x} \cdot \cdot(100 - W_2^x) + K_2^y \cdot C_{fix_2}^{anh\,y} (100 - W_2^y).$$

În cazul utilizării în procesul de aglomerare a unor materii prime care conţin carbon, în formula generală se va include corecţia respectivă:

$$I_{E_C} = \frac{A_2}{A_1 \pm C} \tag{6}$$

Corecţia C depinde de consumul specific, de conţinutul de carbon şi de umiditatea materiei prime, atît în perioada de referinţă, cît şi în cea experimentală:

$$C = K_{R_1} \cdot C_{fix\,R_1}^{anh} \cdot (100 - W_{R_1}) - - K_{E_2} \cdot C_{fix\,E_2}^{anh} \cdot (100 \cdot W_{E_2}) \tag{7}$$

Factorul $K_{R_1} \cdot C_{fix\,R_1}^{anh} \cdot (100 - W_{R_1})$ depinde de materia primă care conţine carbon în perioada de referinţă, iar $K_{E_2} \cdot C_{fix\,E_2}^{anh} \cdot (100 - W_{E_2})$ depinde de materia primă care conţine carbon în perioada experimentală.

Exemple de materii prime care conţin carbon sînt: praful de furnal, şlam Codlea, şlam din iazuri de decantare.

Ţinînd seamă de corecţia arătată, formula generală a indicelui de echivalare al carbonului cocsului experimental faţă de carbonul cocsului mărunt va fi:

$$I_{E_C} = \frac{K_2^x \cdot C_{fix_2}^{anh\,x} \cdot (100 - W_2^x)}{K_1 \cdot C_{fix_1}^{anh} \cdot (100 - W_1) - K_2^y \cdot C_{fix_2}^{y} \cdot (100 - W_2^y) \pm [K_{R_1} \cdot C_{fix\,R_1}^{anh} \cdot (100 - W_{R_1}) - K_{E_2} \cdot C_{fix\,E_2}^{anh} \cdot (100 - W_{E_2})]} \tag{8}$$

În cazul în care se determină mai mulţi indici de echivalare cu acelaşi combustibil experimental, este necesară aducerea tuturor perioadelor de referinţă la o perioadă de referinţă standard. Mărimea A_0 are ca scop corectarea indicilor de echivalare obţinuţi cu ajutorul formulelor susarătate.

Formula pentru determinarea perioadei de referinţă Standard va fi:

$$I_{E_{1,0}} = \frac{A_1}{A_0}, \tag{9}$$

de unde rezultă:

$$I_{E_{2,0}} = I_{E_{2,1}} \cdot I_{E_{1,0}} \tag{10}$$

sau:

$$I_{E_{2,0}} = \frac{A_2}{A_1} \cdot \frac{A_1}{A_0} = \frac{A_2}{A_0} \tag{11}$$

A_0 se determină în funcţie de analiza chimică medie a perioadei în care se termină grupul de coeficienţi de echivalare.

$$A_0 = K_0 \cdot C_{fix0}^{anh} \cdot (100 - W_0) \tag{12}$$

A_0 depinde şi de anotimpul în care se efectuează încercările în vederea determinării coeficientului de echivalare;

K_0 în perioada anotimpului friguros (octombrie-martie) va fi cu aproximativ 10 kg/t mai mare decît în perioada anotimpului călduros (aprilie-septembrie).

Conţinutul de carbon fix mediu şi conţinutul de apă se determină cu ajutorul valorii medii aritmetice calculate pe baza valorilor individuale ale şirului statistic din perioada cercetată.

$$C_{fix_{M_0}} = \frac{\sum_{i=1}^{n} X_1}{n}; \quad W_{M_0} = \frac{\sum_{i=1}^{n} X_i}{n} \tag{13}$$

Deci valoarea cu care se va corecta indicele de echivalare va fi:

$$I_{E_{1,0}} = \frac{K_1 \cdot C_{fix_1}^{anh} \cdot (100 - W_1)}{K_0 \cdot C_{fix_0}^{anh} \cdot (100 - W_0)}, \tag{14}$$

iar indicele de echivalare corectat va fi $I_{E_{2,0}}$.

Indicele de echivalare la uscat şi la umed se determină după cum urmează:

$$I_{E_{anh}} = I_{E_C} \cdot \frac{C_{fix}^{anh} \text{ cocs mărunt}}{C_{fix}^{anh} \text{ cocs experimental}} \tag{15}$$

$$I_{E_{umed}} = I_{E_{anh}} \cdot \frac{100 - W \text{ cocs mărunt}}{100 - W \text{ cocs experimental}} \tag{16}$$

Practic indicele de echivalare la uscat şi la umed se deduce şi din nomograma prezentată în figura 1, iar pentru calcul se pot utiliza formulele (15) şi (16).

Pe lîngă determinarea indicelui de echivalare în funcţie de carbonul cocsului experimental faţă de carbonul cocsului mărunt, indicele de echivalare se mai poate determina şi în funcţie de căldura total consumată, în care caz, pe lîngă parametrii amintiţi, mai intervine şi căldura de aprindere, căldura adaosului (hotele suplimentare), arderea carbonului etc.

Datele necesare calculului indicelui de echivalare în funcţie de căldura total consumată rezultă din bilanţul termic care trebuie întocmit atît pentru perioada de referinţă, cît şi pentru perioada experimentală.

Pentru perioada de referinţă căldura consumată va fi:

I. Căldura de aprindere Q_1;

– producţia P, t;

– consum gaz metan G, Nm^3;

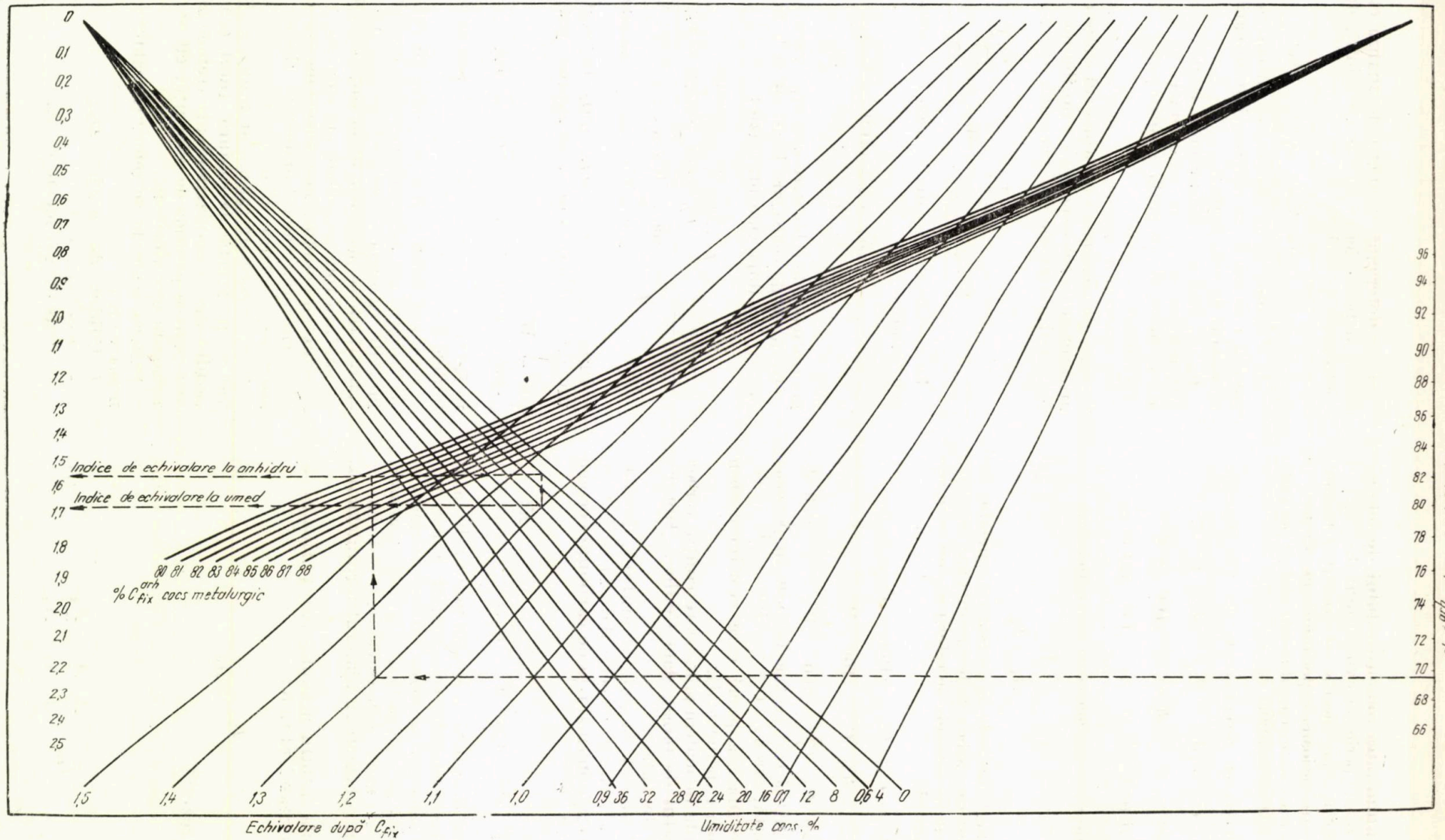


Fig. 1. Nomogramă pentru determinarea coeficientului de echivalare a combustibililor care pot înlocui în anumite proporţii cocsul metalurgic.

— consum $CH_4 t_{agl}$ $\frac{G}{P}$, Nm³/t aglomerat;

— puterea calorifică a gazului metan q, kcal/Nm³;

$$Q_1 = \frac{G}{P} \times q$$

Pentru perioada experimentală, căldura de aprindere va fi Q_1':

$$Q_1' = \frac{G}{P} \times q$$

II. Căldura adaosului (hote suplimentare) — Q_2. Pentru perioada experimentală Q_2' se calculează cu formula:

$$Q_2;\ Q_2' = \frac{G}{P} \times q$$

III. Arderea carbonului Q_3 iar pentru perioada experimentală Q_3'.

— perioada de referinţă;

— total consum de combustibil umed: F,t ;kg;

— consumul specific

$$K = \frac{F}{P},\ \text{kg/t} \qquad K,\ \text{kg/t};$$

— umiditatea combustibilului: W,%;

— consumul specific uscat: K_u, kg/t;

$$K_u = K \times (100 - W),\ \text{kg/t};$$

— conţinutul de carbon fix al combustibilului C_{fix}^{anh}, %;

— $\frac{\text{kg } C_{fix}}{t_{aglom}}$ $K_u \times C_{fix}^{anh}$;

— consumul specific de materii prime care conţin carbon K_M;

— conţinutul de carbon fix al materiei prime care conţine carbon $C_{fix_M}^{anh}$, %;

— conţinutul de carbon adus în şarja de aglomerare de materia primă care conţine carbon $K_M \times \frac{C_{fix_M}^{anh}}{100}$

Total carbon $\frac{kg\ C}{t}$ va fi:

$$K_u \times C_{fix}^{anh} + K_M \times \frac{C_{fix\ M}^{anh}}{100} = T_C$$

Conţinutul de carbon care arde incomplet se deduce din analiza gazelor din colector. Dacă analiza chimică a gazelor este: CO — X,%

CO_2 — Y,%

rezultă:

$$\begin{array}{ll} (X+Y)\% & 100\ \% \\ X\ \% & Z\ \% \end{array},$$

$$Z = \frac{X \times 100}{X + Y},\ \%$$

deci: $\frac{X \cdot 100}{X + Y}$, % din cantitatea T_C va arde incomplet,

adică: $\frac{\frac{X \times 100}{X + Y} \times T_C}{100}$ vor reprezenta kg C care ard incomplet pe tona de aglomerat.

La arderea unui kilogram de carbon pînă la CO_2 se degajă 8 000 kcal, iar la arderea unui kilogram de carbon pînă la CO se degajă 2 350 kcal [1].

Deci: $T_C - \frac{\frac{X \times 100}{X + Y} \times T_C}{100} = C_B$ (carbonul care arde pînă la CO_2)

$$G_B \times 8\ 000 = Q_B,\ \text{kcal/t}$$

$$\frac{\frac{X \times 100}{X + Y} \times T_C}{100} \times 2\ 350 = Q_0,\ \text{kcal/t}$$

Dacă Q_0 este carbonul care arde pînă la CO, rezultă:

$$Q_B + Q_0 = Q_3.$$

În perioada experimentală pentru aprindere s-au consumat: $(Q_1' - Q_1)$, kcal/t, la hotele suplimentare $(Q_2' - Q_2)$, kcal/t, iar pentru arderea carbonului: $(Q_3' - Q_3)$, kcal/t.

În ceea ce priveşte arderea sulfului în ambele perioade se poate considera că aduce practic aceeaşi cantitate de căldură, egală cu 3 500 kcal/t aglomerat.

Reacţiile exoterme pentru ambele perioade aduc 42 000 kcal/t aglomerat.

Indicele de echivalare al cocsului experimental la cantitatea totală de căldură va fi:

$$I_{E_K} = \frac{Q_3 + (Q_1' - Q_1) + (Q_2' - Q_2) + (Q_3' - Q_3)}{Q_3}$$

Importanţa indicelui de echivalare este deosebită prin faptul că indică cantitatea unui combustibil experimental sau kg carbon necesar pentru obţinerea unei tone de aglomerat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobrovici D. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

Unele consideraţii în legătură cu posibilităţile de îndesare combinată a formelor prin împuşcare şi presare

Dr. ing. V. VULCU, ing. E. JAKAB şi ing. AL. CONSTANTINESCU
Institutul politehnic – Braşov

CZ 622.744.5

CONSIDERATIONS REGARDING COMBINED SHOOTING AND PRESSING, AS MOULD STAMPING POSSIBILITIES

Moulding sand stamping, as main operation of forming, is a complex matter, offering some not completely studied aspects. The paper presents results of investigations regarding, in the frame of moulding sand stamping, a combination of shoot-moulding and press-moulding at low and high specific pressures. Conclusion reached was that, from a technological point of view, it is more suitable to couple shoot-moulding with pressing at low specific pressures. If shooting is combined with pressing at high specific values, shooting works only as a mould-filling operation.

Presented results allow to appreciate the optimal range of practical application for the two combined proceedings.

QUELQUES CONSIDÉRATIONS SUR LES POSSIBILITÉS DE TASSEMENT COMBINÉ DES MOULES PAR JET ET PAR PRESSAGE

Le tassement du mélange, opération fondamentale du processus de moulage, est un problème complexe qui a des aspects insuffisament étudiés. L'article expose les résultats des recherches portant sur les possibilités de combiner, dans le processus de tassement du mélange, le procédé du moulage par jet avec le pressage aux pressions spécifiques réduites et hautes. On conclut que, du point de vue technologique, il est avantageux de combiner le procédé du moulage par jet avec le pressage aux pressions spécifiques réduites. Lorsque l'on combine le jet avec le pressage aux pressions spécifiques hautes, le jet ne peut être considéré que comme une opération de remplissage du moule.

Les résultats permettent d'apprécier le meilleur domaine d'application des deux procédés combinés.

Pentru îndesarea amestecului de formare în cadrul procesului de executare a formelor şi miezurilor, există astăzi o serie de procedee, unele cunoscute şi aplicate în majoritatea turnătoriilor, altele mai puţin cunoscute şi întîlnite în puţine din turnătoriile din România. Din punct de vedere economic şi tehnologic, fiecare dintre aceste procedee are un domeniu optim de aplicare bine determinat. În practică se întîlnesc, în aceeaşi turnătorie, utilizate în paralel, mai multe dintre aceste procedee. În lucrarea de faţă sînt analizate unele aspecte ale posibilităţilor de a combina, în cadrul operaţiei de formare, îndesarea prin împuşcare cu presarea la presiuni joase sau ridicate, acest aspect fiind analizat în comparaţie cu alte posibilităţi de îndesare a amestecului, utilizate în mod curent în turnătorie.

În cadrul încercărilor pentru îndesarea formelor au fost utilizate : o maşină de împuşcare de 25 l, o maşină de formare lucrînd prin scuturare şi presare la presiuni specifice reduse şi o maşină de formare la presiuni specifice ridicate (pînă la 35 kgf/cm²), de construcţie originală, toate existente în laboratorul catedrei de „Maşini şi utilaje pentru prelucrări la cald" din Institutul politehnic — Braşov.

Pentru încercări s-a utilizat un amestec de formare unic, avînd ca liant bentonita, la care umiditatea s-a menţinut în limitele de 4,5—5%. Pentru aprecierea rezultatelor s-au executat forme cu dimensiuni de 500 × 450 × 150 mm, măsurîndu-se gradul de îndesare atît pe suprafaţa de separaţie a formei, cît şi pe suprafaţa opusă acesteia, pe care s-a executat îndesarea prin presare. Pentru ca gradul de îndesare să fie măsurat în toate cazurile în aceleaşi puncte, s-a utilizat o tablă metalică avînd decupate

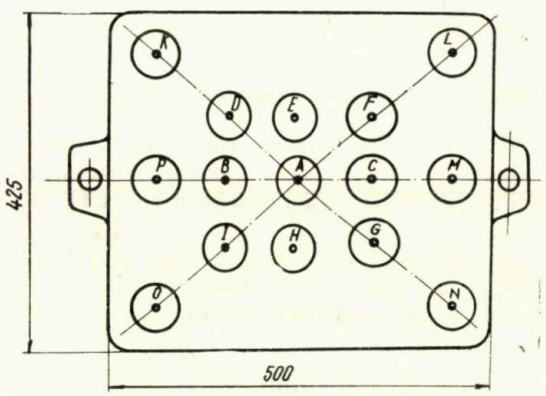


Fig. 1. Placa metalică folosită la determinarea gradului de îndesare.

goluri cilindrice în punctele în care urma să se facă determinarea pe suprafaţa formei (fig. 1).

Pentru ca rezultatele încercărilor propriu-zise de îndesare combinată prin împuşcare şi presare să fie mai concludente, în prima etapă au fost executate forme prin presare simplă şi prin

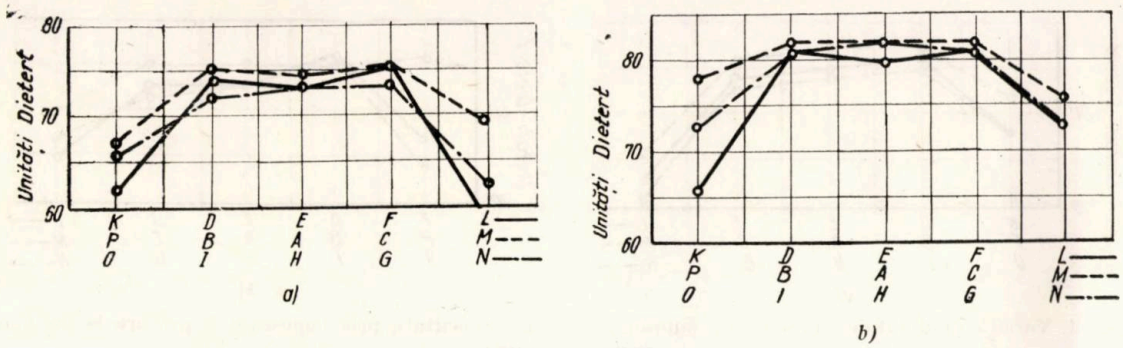


Fig. 2. Variaţia gradului de îndesare pe suprafaţa de separaţie a formelor :
a – presare simplă la presiuni specifice reduse ; *b* – scuturare + presare la presiuni specifice reduse.

scuturare, completată cu presare la presiuni specifice reduse. Variaţia gradului de îndesare pe suprafaţa de separaţie a formelor obţinute la îndesarea prin presare la presiuni specifice reduse şi la îndesarea prin scuturare completată de presare la presiuni specifice reduse, este reprezentată în figurile 2, *a* şi *b*.

Dacă se are în vedere faptul că îndesarea prin scuturare, pe lîngă faptul că nu permite obţinerea în toate cazurile a unui grad de îndesare corespunzător cerinţelor tehnologice, produce zgomot şi trepidaţii dăunătoare în aceeaşi măsură muncitorilor care lucrează la aceste maşini, cît şi formelor care sînt pregătite pentru turnare, rezultă de ce maşinile şi instalaţiile de formare, care în cadrul procesului de îndesare elimină operaţia de scuturare, sînt preferate utilizarea lor extinzîndu-se în turnătoriile din România.

vede din fig. 2), are şi un domeniu limitat de aplicare, fiind utilizat în special la îndesarea formelor de dimensiuni reduse.

O altă posibilitate este aceea de combinare a îndesării prin presare la presiuni specifice reduse cu vibrarea. Această combinaţie permite să se obţină un grad de îndesare superior şi mai omogen, în comparaţie cu primele două procedee amintite.

Variaţia gradului de îndesare a formelor executate prin vibropresare la presiuni joase, măsurat pe suprafaţa de separaţie, este expusă în figura 3, *a*, iar pe suprafaţa de presare, în figura 3, *b*. Formele au fost executate pe o maşină de formare Zimmermann echipată cu un turbovibrator [6].

O combinaţie mai eficientă, care permite evitarea neajunsurilor amintite mai sus, este îndesarea prin împuşcare, completată cu presarea la presiuni specifice reduse. În cazul acesta, avantajele sînt multiple. În primul rînd se obţin valori mai mari ale gradului de îndesare comparativ cu acelea obţinute la îndesarea prin vibropresare, asigurîndu-se, în acelaşi timp, şi umplerea formei cu amestec, operaţie ce se

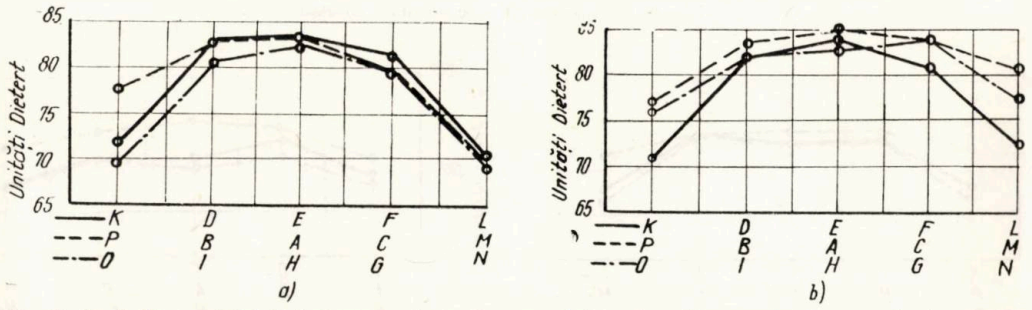


Fig. 3. Variaţia gradului de îndesare a formelor executate prin vibropresare la presiuni specifice reduse :
a – pe suprafaţa inferioară ; *b* – pe suprafaţa superioară.

În practică se cunosc o serie de procedee tehnologice de formare care elimină operaţia de scuturare la îndesarea amestecului. Primul şi cel mai cunoscut este procedeul de formare prin presare la presiuni specifice reduse. De la început trebuie arătat că, pe lîngă gradul de îndesare redus care se realizează (aşa cum se execută într-un timp foarte scurt şi cu pierderi de amestec minime. În acest caz, variaţia gradului de îndesare pe suprafaţa formei este dată în figurile 4, *a* şi *b*.

Confruntînd valorile gradului de îndesare expuse în figurile 2, *a* şi *b* cu cele din figurile 4, *a* şi *b* rezultă că în cazul îndesării prin împuşcare

combinată cu presarea, valoarea minimă obținută este de 73 unități Dietert, pe cînd în cazul îndesării prin scuturare și presare, de numai 65 unități. Diferențele dintre centrul și marginea formei sînt în primul caz de 73—77, iar în cel de-al doilea, de 57—75 unități Dietert.

se observă că efectul nu este cel așteptat, gradul de îndesare situîndu-se între aceleași limite ca și la îndesarea prin presare simplă, așa cum se vede din figurile 6, *a* și *b*.

De aici și concluzia că în cazul îndesării formelor la presiuni specifice ridicate nu se recomandă

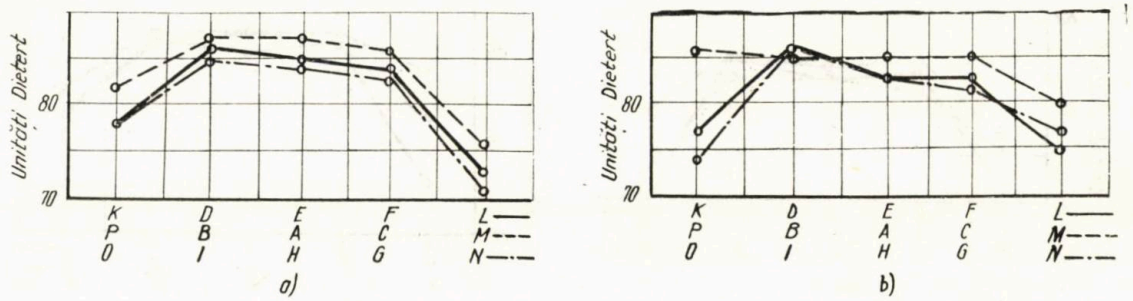


Fig. 4. Variația gradului de îndesare pe suprafața formelor executate prin împușcare + presare la presiuni specifice reduse:
a — pe suprafața inferioară; *b* — pe suprafața superioară.

În afara posibilităților de îndesare prin presare la presiuni specifice reduse cu diversele combinații arătate mai sus, procedeul de îndesare prin împușcare poate fi combinat și cu presare la presiuni specifice ridicate. Astfel, la îndesarea simplă prin presare la presiuni specifice ridicate, variația gradului de îndesare pe

combinarea procedeului de împușcare cu presarea, eficiența din punctul de vedere al creșterii gradului de îndesare fiind minimă.

Din cele relatate mai sus rezultă că din punct de vedere tehnologic este avantajos să se combine procedeul de formare prin împușcare cu cel de presare la presiuni specifice reduse. Aceasta

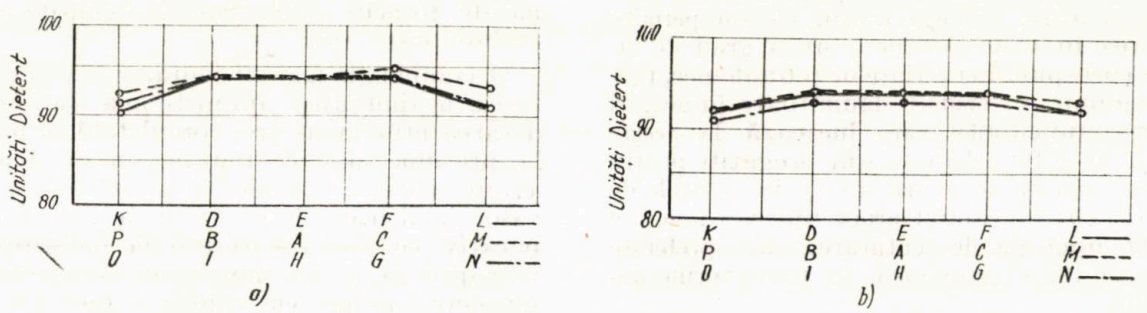


Fig. 5. Variația gradului de îndesare a formelor executate prin presare la presiuni ridicate:
a — pe suprafața inferioară; *b* — pe suprafața superioară.

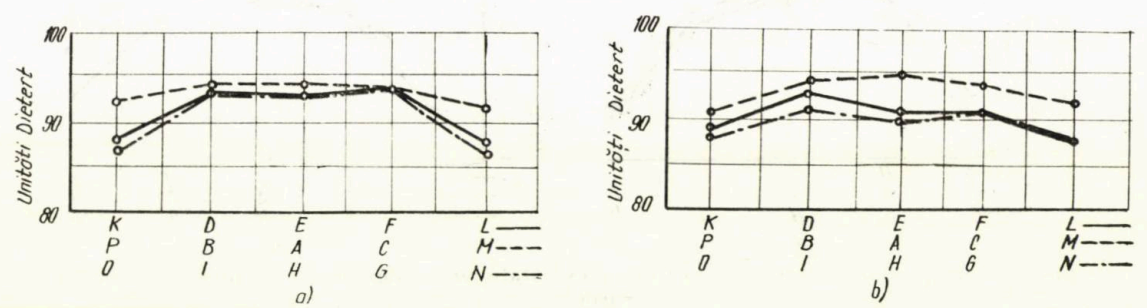


Fig. 6. Variația gradului de îndesare a formelor executate prin împușcare + presare la presiuni specifice ridicate:
a — pe suprafața inferioară; *b* — pe suprafața superioară.

cele două suprafețe ale formei este mult superioară tuturor cazurilor prezentate anterior și în același timp mai omogenă, așa cum rezultă și din figurile 5, *a* și *b*.

Combinînd îndesarea prin presare la presiuni specifice ridicate cu îndesarea prin împușcare

mai ales dacă se ține seamă de faptul că o dată cu operația de împușcare se execută și umplerea formei cu amestec. Îndesarea prin împușcare, combinată cu presarea la presiuni specifice reduse, este avantajoasă și pentru faptul că se obține un grad de îndesare mai ridicat, ceea ce

contribuie în bună măsură la creşterea preciziei dimensionale şi la îmbunătăţirea calităţii suprafeţei pieselor turnate.

În cazul îndesării prin presare la presiuni specifice ridicate, împuşcarea nu poate fi considerată decît ca operaţie de umplere a formei cu amestec, deoarece gradul de îndesare nu creşte în comparaţie cu cel realizat în cazul presării simple la presiuni specifice ridicate. În practică, procedeul este avantajos dacă este utilizat în cadrul unor linii automate de formare la producţia de serie mare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cazacu I. şi colab. *Contribuţii la studiul îndesării formelor prin vibropresare.* Lucrări ştiinţifice, vol. V, I. P. – Braşov, 1962.

[2] Hoffmann F. *Caractéristiques du serrage par secousses et pression et à haute pression.* Fonderie, martie, 1968.

[3] Kaplik R. *Vyvoba form vysokym mérnym tlaken na automatickém formavacím uzlu.* A. F. U. Slévarenstvi, nr. 415, 1967.

[4] Sveatkin K. B. *Executarea formelor de turnare la presiuni ridicate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[5] Vulcu V. şi colab. *Contribuţii la studiul îndesării formelor prin vibropresare la presiuni ridicate.* Buletinul Institutului politehnic – Braşov, vol. IX, 1967, p. 117.

[6] Vulcu V. şi Jakab E. *Consideraţii în legătură cu posibilităţile de îndesare a formelor la presiuni specifice reduse.* Metalurgia nr. 2, 1968, p. 93.

[7] Vulcu V. şi colab. *Executarea miezurilor şi formelor prin împuşcare.* Bucureşti, Editura tehnică, 1968.

AL DOILEA SIMPOZION INTERREGIONAL PENTRU SIDERURGIE

În perioada 19 septembrie — 9 octombrie 1968 la Moscova a avut loc, sub auspiciile Organizaţiei Naţiunilor Unite pentru Dezvoltarea Industrială (UNIDO) cel de-al doilea simpozion interregional pentru siderurgie, cu tema: „Principiile tehnico-economice ale dezvoltării industriei siderurgice în ţările în curs de dezvoltare".

La lucrările simpozionului au participat 122 specialişti din 43 ţări din toate continentele. Au participat, de asemenea, 17 observatori, reprezentînd patru instituţii specializate ale O. N. U. (E. C. E., E. C. A., E. C. L. A. şi E.C.A.F.E.) şi cinci organizaţii internaţionale (C. C. E., C. A. E. R., Oficiul internaţional al muncii, Organizaţia pentru cooperare economică şi dezvoltare şi Federaţia internaţională pentru control şi automatizări).

În cadrul simpozionului au fost prezentate 69 de referate, grupate pe cinci subteme, după cum urmează:

A. Situaţia actuală, posibilităţile şi planificarea pe o perioadă lungă a dezvoltării siderurgiei şi a comerţului mondial de oţel.

B. Îmbunătăţiri tehnologice în siderurgie.

C. Premise pentru dezvoltarea industriei siderurgice pe baze naţionale şi regionale.

D. Capacitatea optimă şi etapele de construcţie ale uzinelor siderurgice şi ale anexelor lor.

E. Analize economice, reconstrucţia şi modernizarea industriei siderurgice.

La subtema A prezintă interes referatul intitulat „Producţia mondială, comerţul şi preţurile la produsele siderurgice", precum şi trei referate privind situaţia actuală a industriei siderurgice şi perspectivele ei viitoare în ţările Africii Asiei şi ale Americii Latine.

O metodă interesantă de calcul privind prevederea dinamicii de creştere a consumului de metal în economia naţională a U. R. S. S. a fost prezentată în referatul „Interdependenţa dintre industria siderurgică şi ramurile industriale consumatoare de metal".

La subtema B au fost prezentate referate cu privire la metode noi de îmbogăţire a minereurilor de fier şi eficienţa lor, reducerea directă a minereurilor, probleme energetice ale uzinelor siderurgice. Două referate au fost consacrate ultimelor realizări în cercetarea proceselor de elaborare continuă a oţelului iar unul, realizărilor din ultimul timp în domeniul turnării continue a oţelului.

La subtema C s-au prezentat referate care tratează probleme de alegere a amplasamentului uzinelor siderurgice în condiţiile ţărilor în curs de dezvoltare, posibilităţile de cooperare între ţări pentru construirea de uzine siderurgice, oportunitatea construirii unor uzine siderurgice neintegrate şi altele. Un interes deosebit a suscitat referatul unui specialist din India, cu privire la ajutorul tehnic pe care-l acordă ţările dezvoltate pentru crearea industriei siderurgice în ţările în curs de dezvoltare, formele şi metodele de organizare a ajutorului, creditele pe termen lung şi rambursarea lor. Autorul referatului prezintă, pe baza experienţei din India, avantajele şi dezavantajele ajutorului tehnic primit din partea ţărilor dezvoltate.

La subtema D au fost prezentate două referate privind construcţia furnalelor moderne, unul reprezentînd experienţa sovietică, celălalt, experienţa japoneză. Prezintă, de asemenea, interes referatul firmei Böhler – din Austria — cu privire la turnarea şi laminarea continuă a semifabricatelor pentru profile uşoare şi sîrme, precum şi referatele privind laminoarele policilindrice, ultimele noutăţi în domeniul producţiei de ţevi, utilaje pentru turnarea continuă a oţelului în uzine mici etc.

La subtema E s-au prezentat două referate, cuprinzînd experienţa japoneză în turnarea continuă a oţelului şi transformarea oţelurilor Martin în oţelării cu convertizoare cu oxigen. Tot la această subtemă prezintă interes referatul care tratează indicatorii tehnico-economici moderni şi atingerea lor în secţiile de furnale, oţelării şi laminoare.

Simpozionul a avut caracterul unui schimb de experienţă în care specialişti de înaltă calificare din ţările dezvoltate au prezentat, în faţa reprezentanţilor ţărilor în curs de dezvoltare, unele probleme actuale ale industriei siderurgice, căile şi tendinţele de dezvoltare în viitor, făcînd în acelaşi timp o serie de sugestii privind modul în care se poate dezvolta industria siderurgică în ţările în curs de dezvoltare.

Din intervenţiile reprezentanţilor ţărilor în curs de dezvoltare s-au desprins eforturile şi strădaniile pe care le depun aceste ţări pentru crearea, acolo unde încă nu există şi dezvoltare, acolo unde primele începuturi au fost deja făcute, a unei industrii siderurgice proprii, capabile să satisfacă nevoile de metal ale ţărilor respective.

Lista completă a referatelor prezentate în cadrul simpozionului poate fi consultată la Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice al M.I.M., iar referatele originale, majoritatea în limba engleză şi o parte în limba rusă, se pot consulta la biblioteca tehnică a M.I.M.

Ing. *O. TAKACS*

Influenţa borului asupra unor transformări de faze ale oţelului carbon şi oţelurilor carbon cu adaosuri mici de crom, nichel şi molibden

Dr. ing. N. DRĂGAN, ing. A. MORŢUN, ing. MINODORA IACOB şi ing. S. ALEXANDRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.14/.15 : 620.181

INFLUENCE OF BORON ON PHASE TRANSFORMATION IN PLAIN CARBON STEEL AND IN CARBON STEEL WITH SMALL ADDITIONS OF CHROMIUM, NICKEL AND MOLYBDENUM

The paper presents results of investigations regarding boron influence on critical points, on isothermal transformation of austenite and on hardenability of a steel with about 0.4%C.

It was established that boron increases phase stability towards transformations taking place both during heating and cooling. Thus, boron raises temperature of Ac_1 point, lowers temperature of Ar_3 point and induces an increase of the incubation interval for austenitic isothermal transformation. These conjugated effects of boron in steel lead to an increase in hardenability nearly twice its initial value.

The presence in boron steels of small amounts of other alloying elements (Cr, Ni and Mo) induces an additional increase in hardenability, up to values comparable with those of heat treatable alloy steels.

L'INFLUENCE DU BORE SUR CERTAINES TRANSFORMATIONS DE PHASE DE L'ACIER AU CARBONE ET DES ACIERS AU CARBONE ET À PETITES ADDITIONS DE CHROME, DE NICKEL ET DE MOLYBDÈNE

On donne les résultats des recherches concernant l'influence du bore sur les points critiques, sur la décomposition isotherme de l'austénite et sur la trempe de l'acier à environ 0,4% de carbone.

On a pu établir que le bore augmente la stabilité des phases existantes, tant pour les transformations survenues pendant le réchauffement que pour celles qui sont dues au refroidissement. Le bore augmente la température du point Ac_1, fait baisser la température du point Ac_3, et détermine l'augmentation des périodes d'incubation de la décomposition isotherme de l'austenite. Les phénomènes provoqués par le bore dans la composition des aciers au carbone augmentent les effets de la trempe presque du simple au double.

La présence des petites additions de chrome, de nickel et de molybdène détermine une augmentation supplémentaire des effets de la trempe jusqu'à des valeurs comparables à celles des aciers améliorés alliées.

Faptul că adaosuri foarte mici de bor în compoziţia oţelurilor (0,0005 — 0,005%) duc la o creştere sensibilă a călibilităţii acestora a determinat efectuarea, între anii 1940—1960, a unui mare număr de cercetări consacrate influenţei borului asupra caracteristicilor mecanice şi tehnologice, precum şi asupra transformărilor structurale ale oţelurilor. Întrucît însă tendinţa generală a fost aceea de înlocuire parţială în compoziţia mărcilor existente de oţeluri a unor elemente de aliere deficitare ca, de exemplu, nichelul şi molibdenul, marea majoritate a acestor cercetări au fost efectuate pe oţeluri care pe lîngă carbon şi bor mai aveau în componenţa lor şi alte elemente de aliere (în general crom, nichel molibden). Sinteza rezultatelor acestor cercetări este prezentată în mod detaliat în lucrările [1] şi [2].

Studiile cu privire la influenţa borului în cazul oţelurilor carbon care nu conţin alte elemente de aliere au fost puţine la număr [3]—[5] şi, în afară de aceasta, datele obţinute de diverşi cercetători au furnizat unele indicaţii contradictorii.

Unele tendinţe, manifestate în ultimul timp, de a utiliza în diverse domenii oţelurile aliate numai cu bor, au determinat necesitatea reluării unor cercetări privind influenţa borului asupra oţelurilor carbon fără alte adaosuri de aliere [6], [7]. Pe această linie se înscrie şi studiul întreprins în anul 1967 la ICEM referitor la influenţa borului asupra unor transformări structurale, asupra caracteristicilor mecanice şi asupra unor fenomene care apar în cursul tratamentului termic al acestor oţeluri. S-a apreciat că, prin studierea acestor fenomene pe oţeluri carbon, se vor elimina efectele paralele ale celorlalte elemente de aliere din compoziţia oţelurilor, efecte care uneori depăşesc în valoare absolută efectul borului şi maschează, în acest fel, influenţa acestuia.

În lucrare se va analiza numai influenţa borului asupra punctelor critice, asupra descom-

punerii izoterme a austenitei și asupra călibilității oțelurilor, întrucît unele dintre rezultatele privind celelalte aspecte au fost deja publicate sau comunicate [8], [9].

Materialul și metodica de cercetare

Cercetările au fost efectuate atît pe oțelul cu 0,4% C nealiat, cît și pe oțeluri cu adaosuri mici de crom, nichel și molibden. Compoziția chimică a oțelurilor studiate este prezentată în tabela 1. Șarjele au fost elaborate într-un cuptor cu inducție cu o capacitate de 50 kg. Borul a fost introdus, sub formă de ferobor cu 16% B, în oțelul dezoxidat și denitrurat în prealabil cu Al și Ti. În cazul șarjelor O, P, R, S, T și U borul și, respectiv, cromul au fost introduse în oală după turnarea într-un lingou a unei jumătăți din șarjă, urmărindu-se ca în acest fel să se obțină cîte două nuanțe de oțel, a căror compoziție chimică să difere doar prin prezența sau absența borului și, respectiv, a cromului.

Șarjele au fost turnate în lingouri cu secțiune pătrată, de 75 × 75 mm, care au fost apoi forjate în bare rotunde cu diametrul de 32 mm (pentru epruvetele de călibilitate) sau de 6 mm (pentru probele dilatometrice și pentru studiul descompunerii izoterme a austenitei). Domeniul temperaturilor de forjare a fost cuprins între 1 050 și 850°C. După forjare barele au fost supuse unei normalizări la temperatura de 840 — 860°C, cu menținere la această temperatură timp de 1 h.

Influența borului asupra punctelor critice a fost studiată pe probe din oțelurile R și S, care diferă între ele doar prin faptul că oțelul R este fără bor, în timp ce oțelul S conține 0,0035% B. Valorile punctelor critice au fost determinate la un dilatometru de tip SADAMEL cu cap de înaltă sensibilitate, cu o încălzire de circa 3°C/min și cu răcire dirijată, cu viteză mică. Pentru fiecare nuanță de oțel au fost determinate valorile pe cîte 14 probe.

Călibilitatea a fost dèterminată prin metoda călirii frontale de la temperatura de 820°C. Pentru fiecare tip de oțel din șarjele A — H au fost încercate cîte trei probe, duritatea măsurîndu-se pe ambele fețe ale fiecărei probe. Pentru studiul influenței borului asupra călibilității oțelului carbon încercările s-au efectuat pe cîte zece probe din oțelul O și, respectiv, pe zece probe din oțelul P, care diferă între ele doar prin conținutul în bor (oțelul P conține 0,0039% B, pe cînd oțelul O nu conține bor). În felul acesta, curbele de călibilitate pentru cele două oțeluri reprezintă media a 20 de măsurări de duritate pentru fiecare punct.

Tabela 1

Simbol șarjă	Tipul de oțel	Compoziția chimică, %									
		C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Ti	B
A	0,40% C	0,36	0,85	0,25	0,019	0,010	—	—	—	—	—
B	C + B	0,40	0,91	0,34	0,017	0,017	—	—	—	0,029	0,0025
C	C + B + Cr	0,40	0,83	0,28	0,018	0,024	0,40	—	—	0,039	0,0024
D	C + B + Ni	0,38	0,78	0,37	0,018	0,014	—	0,41	—	0,019	0,0022
E	C + B + Cr + Ni	0,36	0,87	0,28	0,027	0,015	0,48	0,43	—	0,05	0,0026
F	C + B + Mo	0,40	0,88	0,25	0,022	0,007	—	—	0,12	0,048	0,0028
G	C + B + Cr + Mo	0,40	0,88	0,29	0,025	0,008	0,35	—	0,10	0,048	0,0027
H	41CN12	0,40	0,86	0,22	0,018	0,028	0,75	1,14	—	—	—
O	0,40% C	0,41	0,88	0,22	0,019	0,010	—	—	—	—	—
P	C + B	0,41	0,88	0,22	0,019	0,010	—	—	—	0,013	0,0039
R	0,40% C	0,40	0,90	0,28	0,022	0,020	—	—	—	—	—
S	C + B	0,40	0,90	0,28	0,022	0,020	—	—	—	0,042	0,0035
T	C + B	0,40	0,85	0,28	0,018	0,010	—	—	—	0,031	0,0030
U	C + B + Cr	0,40	0,85	0,28	0,019	0,012	0,38	—	—	0,030	0,0032

În vederea stabilirii influenței temperaturii de austenitizare asupra călibilității oțelului carbon cu bor, probe din oțelul P au fost austenitizate la temperaturile de 850, 900, 950, 1 000 și 1 050°C și apoi supuse călirii frontale. Pentru fiecare temperatură de austenitizare au fost încercate cîte trei probe.

Cercetările privind influența borului asupra descompunerii izoterme a austenitei au fost efectuate pe probe din oțelurile R și S și, respectiv, T și U, oțeluri care au compoziția chimică identică în ceea ce privește conținutul în C, Mn, Si, S, P ș.a., deosebindu-se între ele doar prin faptul că conțin sau nu bor (R și S) și, respectiv, crom (T și U). Studiul cineticii descompunerii izoterme a austenitei s-a realizat cu ajutorul metodei termomagnetometrice la un anizometru de tip Akulov, pe probe cilindrice cu diametrul de 3 mm și lungimea de 30 mm.

Temperatura de austenitizare a fost pentru toate cele patru oţeluri de 850°C, cu o durată de menţinere la austenitizare de 10 min. Cercetările termomagnetometrice au fost completate cu analize microscopice pentru verificarea perioadelor de incubaţie şi a duratelor totale de transformare şi pentru stabilirea naturii constituenţilor structurali rezultaţi în urma descompunerii austenitei. Cinetica descompunerii izoterme a austenitei a fost studiată în intervalul de temperaturi cuprins între 700 şi 350°C, din 25 în 25°C, iar pentru fiecare temperatură au fost încercate cel puţin trei probe.

Analiza rezultatelor obţinute

Influenţa borului asupra punctelor critice ale oţelului carbon. În vederea unor aprecieri corecte ale valorilor punctelor critice determinate prin încercări dilatometrice a fost necesară prelucrarea rezultatelor obţinute, pentru a fi eliminate datele care prezintă o dispersie exagerată faţă de valorile medii, precum şi pentru calcularea erorii medii pătratice a determinărilor experimentale. După ce s-a calculat media aritmetică a valorilor fiecărui punct critic aparte ($\overline{X}$) şi amplitudinea maximă a valorilor lui X_1 (ω), au fost determinate limitele de control care pot fi considerate reprezentative pentru grupa respectivă de rezultate, după formulele :

$$L_{cs} = \overline{X} + A' \cdot \omega \text{ şi } L_{ci} = \overline{X} - A'\omega,$$

unde : L_{cs} şi L_{ci} sînt limita de control superioară şi, respectiv, inferioară ; $\overline{X}$ — media aritmetică a valorilor pentru punctul critic respectiv ; A' — un coeficient care variază în funcţie de numărul de determinări şi care în cazul de faţă (14 determinări) este egal cu 0,297 ; ω — amplitudinea maximă constatată între valorile grupei respective de determinări.

În continuare au fost recalculate valorile medii ale punctelor critice, eliminîndu-se din calcul determinările ale căror valori depăşesc limitele de control. Rezultatele astfel obţinute sînt prezentate în tabela 2, în care sînt redate de asemenea şi valorile abaterilor medii pătratice (s) ale determinărilor pentru fiecare punct critic în parte, valori calculate după formula :

$$s = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} (X_i - \overline{X})^2},$$

în care n este numărul de determinări, iar X_i — valoarea individuală a fiecărei determinări.

Din analiza datelor prezentate în tabela 2 rezultă următoarele constatări :

— prezenţa borului în compoziţia oţelului determină creşterea temperaturii de început de transformare $\alpha \rightarrow \gamma$ la încălzire (temperatura punctului Ac_1) şi coboară temperatura de început de transformare $\gamma \rightarrow \alpha$ la răcire (temperatura punctului Ar_3), adică borul măreşte stabilitatea fazei existente faţă de transformările de fază determinate de variaţia temperaturii ;

Tabela 2

Oţelul	Elementele calculate	Rezultatele calculelor pentru punctele :			
		Ac_1	Ac_3	Ar_3	Ar_1
R (0,4 % C)	Media aritmetică a valorilor obţinute pe cele 14 probe (X)	709	776	724	634,5
	Amplitudinea maximă a valorilor obţinute pe cele 14 probe (ω)	11	28	40	14
	Limita de control superioară	712	784	736	639,5
	Limita de control inferioară	706	766	712	629,5
	Media aritmetică recalculată ($\overline{X}'$)	708,5	774	772	634
	Abaterea medie pătratică (s)	±3	±6,7	±5	±3,7
S (0,4 % C + 0,0035 % B)	Media aritmetică a valorilor obţinute pe cele 14 probe ($\overline{X}$)	709,5	767,5	713	639,5
	Amplitudinea maximă a valorilor obţinute pe cele 14 probe (ω)	16	16	27	17
	Limita de control superioară	714,5	772,5	721	644,5
	Limita de control inferioară	705	763	705	634,5
	Media aritmetică recalculată ($\overline{X}'$)	710,5	765,5	713	639,5
	Abaterea medie pătratică (s)	±2,5	±2,7	±3	±2,8

— borul determină coborîrea temperaturii de sfîrşit de transformare $\alpha \rightarrow \gamma$ la încălzire (temperatura punctului Ac_3) şi ridică temperatura de sfîrşit de transformare $\gamma \rightarrow \alpha$ la răcire (temperatura punctului Ar_1), micşorînd atît intervalul de temperaturi al transformării la încălzire $Ac_1 - Ac_3$, cît şi intervalul de temperaturi la răcire $Ar_3 - Ar_1$.

Aceste constatări demonstrează că borul măreşte stabilitatea fazelor existente faţă de transformare dar, o dată ce transformările la răcire sau la încălzire sînt iniţiate, ele se efectuează în cazul oţelurilor cu bor cu o viteză mai mare decît în cazul oţelurilor fără bor, ducînd la micşorarea intervalelor de temperaturi în care se desfăşoară aceste transformări ($Ac_1 - Ac_3$ şi, respectiv, $Ar_3 - Ar_1$) şi, prin urmare, la coborîrea temperaturii punctului Ac_3 şi, respectiv, la ridicarea temperaturii punctului Ar_1.

Faptul că borul măreşte stabilitatea fazei existente la încălzire (faza α) sau la răcire (faza γ) şi, respectiv, că ridică temperatura punctului Ac_1 şi o coboară pe cea a punctului Ar_3 este în concordanţă cu teoria care explică mecanismul creşterii călibilităţii oţelului cu bor prin aceea că atomii de bor, plasîndu-se pe rosturile grăunţilor, micşorează nivelul de energie al acestora şi întîrzie în acest fel transformarea. În ceea ce priveşte mărirea vitezei de transformare, o dată ce aceasta a fost iniţiată (ceea ce duce la coborîrea temperaturii punctului Ac_3 şi la ridicarea temperaturii punctului Ar_1) o constatare similară este semnalată şi în lucrarea [10] privind viteza de descompunere a austenitei într-un oţel cu bor, în comparaţie cu viteza descompunerii austenitei într-un oţel fără bor.

În acelaşi timp trebuie însă menţionat că, deşi rezultatele obţinute sînt univoce, întrucît pînă în momentul actual majoritatea cercetătorilor afirmă că borul nu pare să aibă vreo influenţă asupra poziţiei punctelor critice, şi întrucît diferenţele constatate, în cadrul prezentelor cercetări, între valorile punctelor Ac_1, Ac_3 şi Ar_1 ale oţelului cu sau fără bor sînt mai mici decît valorile abaterilor medii pătratice ale determinărilor, se impune o confirmare a lor pe un număr mai mare de determinări.

Influenţa borului asupra descompunerii izoterme a austenitei. Cercetările privind influenţa borului asupra descompunerii izoterme a austenitei au fost efectuate pe probe din patru nuanţe de oţeluri: oţelurile *R* şi *S*, avînd aceeaşi compoziţie chimică, dar oţelul *S* conţinînd în plus 0,0035% B, şi oţelurile *T* şi *U* de aceeaşi compoziţie chimică (inclusiv acelaşi conţinut de bor) dar oţelul *U* conţinînd în plus 0,38% Cr.

Diagramele descompunerii izoterme ale celor patru oţeluri, construite în baza curbelor cinetice şi a analizei microscopice, sînt prezentate în figurile 1 (oţelul R) şi 2 (oţelul S), 4 (oţelul T) şi 5 (oţelul U). În figurile 3 şi 6 sînt prezentate diagramele suprapuse pentru descompunerea izotermă a austenitei în oţelurile R şi S (fig. 3) şi, respectiv, în oţelurile T şi U (fig. 6).

Din analiza diagramelor redate în figurile 1, 2 şi 3 rezultă că prezenţa borului în compoziţia unui oţel cu 0,40% C măreşte în mod sensibil stabilitatea austenitei subrăcite atît în intervalul perlitic, cît şi în intervalul bainitic al transformării, deplasînd spre dreapta curbele de început de transformare. Întîrzierea începutului transformării în oţelul cu bor este evidentă, pentru cele două oţeluri înregistrîndu-se următoarele perioade de incubaţie: 80 s faţă de 50 s la temperatura de 700°C; 15 s faţă de 6 s la temperatura de 650°C; 4,5 s faţă de 1 s la temperatura de 550°C; 7 s faţă de 0,5 s la temperatura de 500°C; 11 s faţă de 2 s la temperatura de 400°C şi 20 s faţă de 5 s la temperatura de 350°C.

În ceea ce priveşte viteza transformării austenitei, chiar dacă borul accelerează întrucîtva transformările după descompunerea a circa 20 — 30% din austenita subrăcită (şi acest fapt este mai evident la temperaturile de 550—700°C), această accelerare a transformării este insuficientă pentru a determina ca durata totală a descompunerii austenitei să fie practic aceeaşi pentru ambele oţeluri, după cum se afirmă în lucrarea [10]. În consecinţă, şi duratele totale ale transformării izoterme a austenitei sînt mai mari în cazul oţelului carbon cu bor. Întrucît însă acţiunea borului de accelerare a descompunerii izoterme a austenitei se manifestă mai pregnant în intervalul perlitic al transformării, diferenţele dintre duratele totale ale descompunerii austenitei în oţelul cu sau fără bor sînt mai mici în acest interval decît în intervalul bainitic, în care nu s-a constatat o influenţă vizibilă a borului asupra creşterii vitezei descompunerii austenitei în oţelul cu bor.

O altă constatare care rezultă din examinarea diagramelor descompunerii izoterme în oţelurile cu şi fără bor (fig. 3) este aceea că limita inferioară de temperaturi a intervalului perlitic este, în cazul oţelului cu bor, cu circa 25°C mai ridicată decît în cazul oţelului fără bor. Acest fapt coincide cu cele constatate din examinarea diagramelor descompunerii izoterme a austenitei unor oţeluri cu 0,63% C şi 0,87% Mn — cu şi fără bor [1] — şi constituie o dovadă suplimentară a faptului, mai sus menţionat, că prezenţa borului determină ridicarea temperaturii punctului Ar_1.

În ceea ce priveşte influenţa unui adaos mic de crom (0,38%) în compoziţia oţelului cu 0,4% C şi 0,0038% B, acesta determină o creştere suplimentară a stabilităţii austenitei subrăcite, ceea ce se concretizează prin creşterea perioadelor de incubaţie şi prin deplasarea înspre dreapta a curbei de început de descompunere izotermă a austenitei în oţelul cu crom, comparativ cu oţelul fără crom (fig. 6). Creşterea stabilităţii

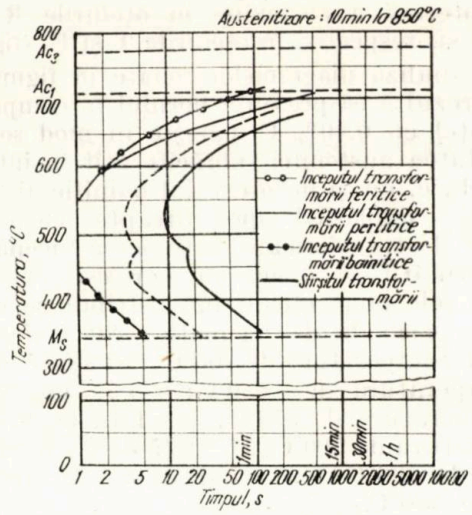


Fig. 1. Diagrama descompunerii izoterme a austenitei în oțelul R (0,4 %C).

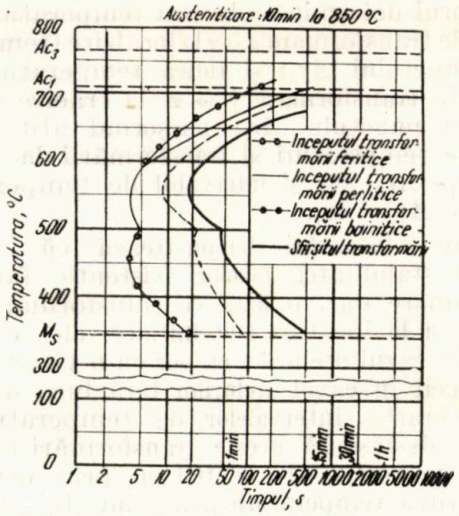


Fig. 4. Diagrama descompunerii izoterme a austenitei în oțelul T (0,4 % C + 0,003 % B).

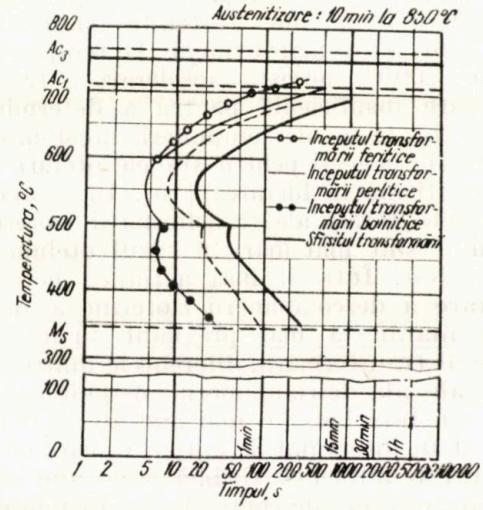


Fig. 2. Diagrama descompunerii izoterme a austenitei în oțelul S (0,4 %C + 0,0035 % B).

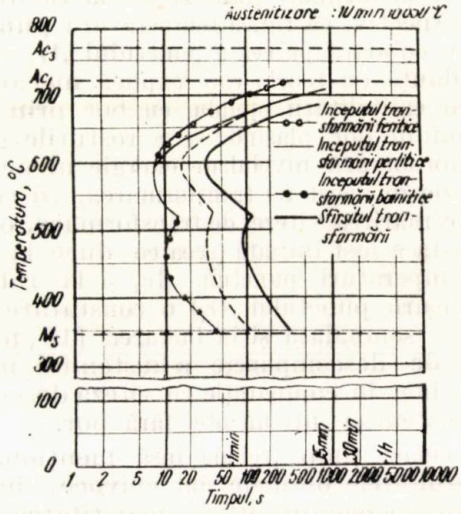


Fig. 5. Diagrama descompunerii izoterme a austenitei în oțelul U (0,4 % C + 0,003 % B + 0,38 % Cr).

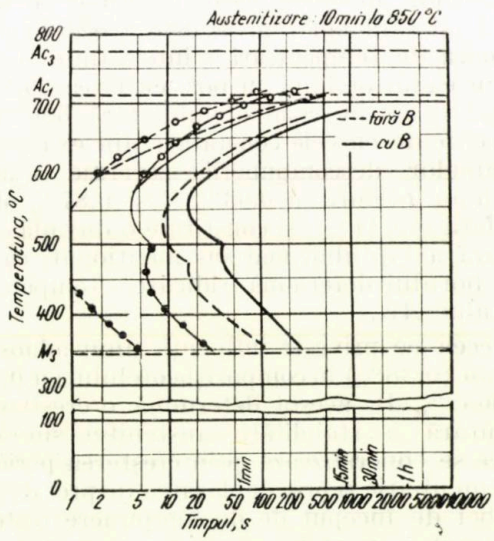


Fig. 3. Diagramele descompunerii izoterme a austenitei în oțelul cu 0,4 % C cu bor și fără bor.

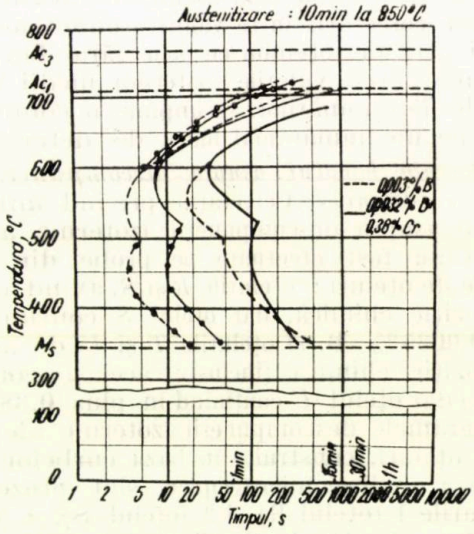


Fig. 6. Diagramele descompunerii izoterme a austenitei în oțelul cu 0,4 % C și 0,003 % B cu crom și fără crom.

austenitei subrăcite a oțelului cu bor, în urma adăugării cromului, este însă vizibil mai mică decît creșterea stabilității austenitei în urma unui adaos de bor. Acest fapt este cu deosebire evident în zona superioară de temperaturi a intervalului perlitic al transformării, în care se constată o diferență foarte mică între perioadele de incubație a oțelurilor cu sau fără crom, în timp ce duratele totale sînt practic aceleași pentru ambele oțeluri. O diferență mai mare între duratele de timp necesare descompunerii complete a austenitei subrăcite se constată doar în zona inferioară a intervalului perlitic și în zona superioară a intervalului bainitic, adică în domeniul de temperaturi în care procesele de difuzie a atomilor de carbon și crom joacă un rol mai însemnat asupra vitezei transformării și în care difuzia cromului este îngreuiată. În zona inferioară a intervalului bainitic, unde transformarea se desfășoară aproape complet numai după mecanismul martensitic (fără difuzie), cromul nu are nici o influență asupra duratei totale de transformare a austenitei. Influența sa asupra perioadelor de incubație în această zonă de temperaturi se manifestă prin întîrzierea redistribuției atomilor de carbon în austenită și, deci, prin îngreunierea realizării în anumite porțiuni ale austenitei a unor concentrații în carbon corespunzătoare amorsării descompunerii austenitei prin mecanismul martensitic.

O ultimă constatare privind influența unui adaos de crom în compoziția oțelului carbon cu bor este aceea că cromul determină ridicarea cu circa 25°C a limitei inferioare de temperaturi a intervalului perlitic, fapt care se explică prin binecunoscuta influență a cromului asupra poziției punctelor critice ale oțelurilor. Ridicarea limitei inferioare de temperaturi a intervalului perlitic cu circa 25°C față de limita corespunzătoare a oțelului cu bor dar fără crom și cu circa 50°C față de limita inferioară a intervalului perlitic al oțelurilor carbon fără bor, precum și ridicarea temperaturilor cotului perlitic față de temperaturile corespunzătoare cotului perlitic al oțelurilor carbon sau carbon cu bor (fig. 6 comparativ cu fig. 3) este în măsură să ducă singură la micșorarea vitezei critice de călire, deci la mărirea călibilității, chiar și în ipoteza că adaosul suplimentar de crom nu ar avea nici o influență asupra stabilității austenitei subrăcite și asupra perioadelor de incubație. Acest considerent demonstrează utilitatea practică a unor adaosuri mici de crom în compoziția oțelurilor cu bor, adaosuri care de altfel se și constată în compoziția chimică a majorității oțelurilor cu bor standardizate în lume.

Influența borului și a unor adaosuri mici de elemente de aliere asupra călibilității oțelului carbon. Curbele de călibilitate ale oțelurilor cu 0,41%C (curba *1*) și 0,41% C și 0,0039% B (curba *2*) sînt prezentate în figura 7, iar curbele de călibilitate ale celorlalte oțeluri din șarjele C (curba *3*), D (curba *4*), E (curba *6*), F (curba *5*), G (curba *7*) și H (curba *8*) sînt prezentate în figurile 8 și 9. Cu ajutorul acestor curbe au fost calculate distanțele de la capătul răcit și pînă la zona semimartensitică, adoptîndu-se pentru duritatea zonei semimartensitice a oțelurilor cu circa 0,4% C valoarea de 480 HV. Din aceste date au fost determinate, în continuare, conform metodologiei indicate în lucrarea [11], diametrele critice de călirea în apă sau ulei și vitezele critice de călire necesare obținerii unei structuri semimartensitice.

Rezultatele acestor determinări sînt prezentate în tabela 3.

Principala concluzie care rezultă din analiza datelor prezentate în tabela 3 și în figura 7 este aceea că borul, chiar și neînsoțit de alte elemente de aliere, influențează în mod evident călibilitatea oțelurilor carbon, determinînd o creștere a acesteia aproape de la simplu la dublu. Ca o consecință a prezenței în compoziția oțelului carbon a unei cantități de circa 0,004% B, viteza critică de călire scade considerabil, iar distanța de la capătul răcit pînă la zona semimartensitică și, implicit, diametrele

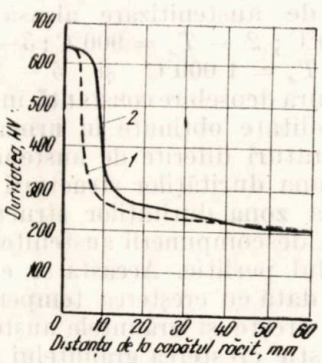


Fig. 7. Curbele de călibilitate ale oțelurilor cu 0,41%C (*1*) și 0,41 %C și 0,0039% B (*2*).

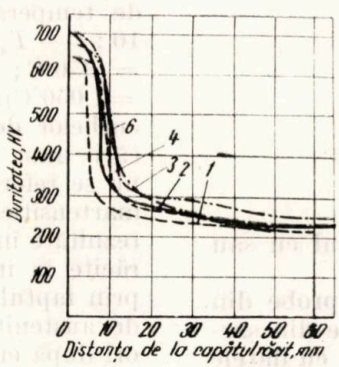


Fig. 8. Curbele de călibilitate ale oțelurilor :
1 – 0,4%C; *2* – C + B; *3* – C + Cr + B; *4* – C + Ni + B; *6* – C + Mo + B

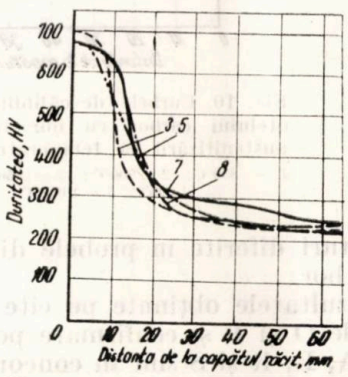


Fig. 9. Curbele de călibilitate ale oțelurilor :
3 – C + Cr + B; *5* – C + Cr + Ni + B; *7* – C + Cr + Mo + B; *8* – 41 CN 12.

Tabela 3

Simbolul și tipul de oțel	Distanța de la capătul răcit la zona semimartensitică b, mm	Diametrul critic la călirea în apă Dc_a, mm	Diametrul critic la călirea în ulei, Dc_u, mm	Viteza critică de călire V_{cr}, °C/s
O (0,41 % C)	4,5	26	14	200
P (0,41 % C + 0,0039 % B)	8,5	40	25	110
C (0,40 % C + Cr + B)	10	45	30	97
D (0,38 % C + Ni + B)	8	38	23	130
E (0,36 % C + Cr + Ni + B)	14,5	61	39	75
F (0,40 % C + Mo + B)	10,5	47	31	95
G (0,40 % C + Cr + Mo + B)	13,5	56	37	78
H (41CN12)	12,5	54	36	85

critice la călirea în apă sau ulei se măresc, de asemenea, într-o măsură considerabilă. Analiza metalografică a constituenților structurali obținuți la diferite distanțe de capătul răcit al probei călite frontal confirmă acest lucru, arătînd existența la distanțe similare a unor

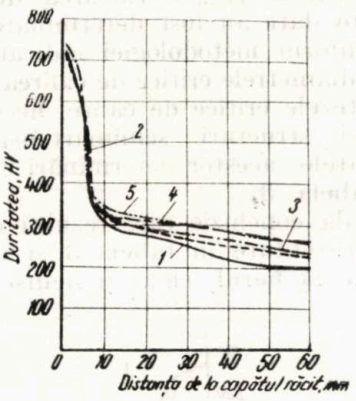


Fig. 10. Curbele de călibilitate ale oțelului carbon cu bor în urma austenitizării la temperatura de: *1* — 850°C; *2* — 900°C; *3* — 950°C; *4* — 1 000°C; *5* — 1 050°C.

structuri diferite în probele din oțelul cu sau fără bor.

Rezultatele obținute pe cîte zece probe din șarjele O și P și confirmate pe probe din șarjele A, B, R și S sînt în concordanță cu datele referitoare la descompunerea izotermă a austenitei în oțelurile carbon cu bor și demonstrează influența evidentă a borului asupra călibilității oțelului, infirmînd părerea, exprimată de unii cercetători [4], că borul neînsoțit și de alte elemente de aliere nu ar manifesta nici o influență asupra călibilității.

În ceea ce privește influența unor adaosuri mici de elemente de aliere în compoziția oțelurilor carbon cu bor, acestea determină o oarecare creștere a călibilității oțelului, dar această creștere, în urma adăugării unui singur element de aliere în cantitate mică, este relativ neînsemnată față de creșterea înregistrată prin adăugarea borului în oțelul carbon (tabela 3 și figurile 8 și 9). O creștere mai însemnată a călibilității oțelului carbon cu bor (cca. 50%) s-a constatat doar în cazul adăugării simultane în compoziția acestora a două elemente de aliere. Judecînd după rezultatele obținute, acest fapt deschide perspective interesante nu numai în ceea ce privește posibilitatea îmbunătățirii proprietăților de rezistență ale oțelurilor carbon prin adaosuri de bor și alte elemente de aliere în cantități mici, dar și în ceea ce privește posibilitatea înlocuirii unor oțeluri mai puternic aliate cu oțeluri carbon în care să se adauge bor și cantități mici de crom și nichel sau crom și molibden.

În literatura de specialitate [12], [13] sînt unele date care arată că în cazul oțelurilor cu bor călibilitatea acestora la început crește o dată cu creșterea temperaturii de austenitizare, pentru ca, de la un anumit interval de temperatură, să înceapă să scadă o dată cu creșterea în continuare a temperaturii de austenitizare. Se menționează că domeniul de temperaturi de austenitizare de la care călibilitatea oțelurilor cu bor începe să scadă este plasat în zona temperaturilor de 1 050—1 100°C, pentru conținuturi de 0,0003—0,0004% B, și la temperaturi mai coborîte (circa 900°C), în cazul conținuturilor de ordinul a 0,003—0,005% B.

Încercările efectuate în cadrul lucrării de față, variind temperatura de austenitizare între 850 și 1 050°C, nu au confirmat aceste date, distanța de la capătul răcit pînă la zona semimartensitică obținîndu-se practic aceeași, indiferent de temperatura de austenitizare aleasă (fig. 10: *1* — T_A = 850°C; *2* — T_A = 900°C; *3* — T_A = = 950°C; *4* — T_A = 1 000°C și *5* — T_A = =1 050°C). Singura deosebire constantă în alura curbelor de călibilitate obținute în urma aplicării unor temperaturi diferite de austenitizare nu se referă la zona durităților structurii semimartensitice ci la zona durităților structurilor rezultate în urma descompunerii austenitei subrăcite în intervalul perlitic. Aceasta se explică prin faptul că, o dată cu creșterea temperaturii de austenitizare, crește și grăuntele austenitic, ori după cum se știe creșterea grăuntelui austenitic mărește stabilitatea austenitei subrăcite doar în cazul descompunerii acesteia în intervalul perlitic și nu manifestă nici o influență în cazul descompunerii austenitei în intervalul bainitic, adică în intervalul de obținere a așa-zisei structuri semimartensitice.

În concluzie, pe baza rezultatelor obținute în cadrul acestor experimentări, se poate afirma că mărirea temperaturii de austenitizare a oțelului carbon cu bor nu determină micșorarea distanței de la capătul răcit la zona semimartensitică (adică nu determină o micșorare a căli-

bilității) ci, la fel ca și în cazul general al celorlalte oțeluri aliate, provoacă o creștere a durității structurilor rezultate în urma descompunerii austenitei subrăcite în intervalul perlitic.

Concluzii

— Prezența borului mărește stabilitatea fazelor existente față de transformările de fază la încălzire sau la răcire, determinînd în acest fel ridicarea temperaturii punctului critic Ac_1 și coborîrea temperaturii punctului critic Ac_3. Întrucît însă borul micșorează intervalele de transformare $Ac_1 - Ac_3$ și $Ar_3 - Ar_1$, în oțelurile carbon cu bor punctul critic Ac_3 va fi mai coborît, iar punctul critic Ac_1, mai ridicat decît la oțelurile fără bor.

— Mărind stabilitatea austenitei subrăcite, borul determină creșterea perioadelor de incubație a descompunerii izoterme a austenitei și, în mod firesc, duce la mărirea călibilității oțelurilor carbon, aproape de la simplu la dublu.

— Prezența, în compoziția oțelurilor carbon cu bor, a unor adaosuri mici de alte elemente de aliere (Cr, Ni și Mo), determină o creștere suplimentară a călibilității acestora pînă la valori comparabile cu cele ale oțelurilor de îmbunătățire aliate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Houdremont E. *Handbuch der Sonderstahlkunde.* Zweiter Band, Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, 1956.

[2] Meskin V. S. *Osnovi leghirovania stali.* Izd. Metallurgia, Moscova 1964, ed. II, p. 179—182 și 329—331.

[3] Scherer R. și Bungardt K. Revue de Métalurgie, L, nr. 2, 1953, p. 73—94.

[4] Maratray F. și Delbart G. Revue de Métallurgie, L III, 1956, nr. 11, p. 849—883.

[5] Clerc A. Métaux Corrosion-industries, 387, nr. 11, 1957, p. 409—435.

[6] Treppschuh H., Randak A. ș. a. Stahl und Eisen, nr. 22, 87, 1967, p. 1355—1368.

[7] Szuch R. L. și Delue D. F. Blast Furnace and Steel Plant, oct. 1967, p. 930—936.

[8] Drăgan N., Morțun A., Iacob M. și Alexandrescu S. Metalurgia nr. 5, 1968, p. 397—405.

[9] Tripșa I., Drăgan N. și Iacob M. *Influența borului asupra comportării grăuntelui austenitic la încălzire.* Comunicare prezentată la simpozionul de la Freiberg — R. D. G. (iulie 1968).

[10] Gudțov N. T. și Nazarov T. N. Izv. AN S.S.S.R. O.T.N. nr. 3, 1950, p. 386.

[11] Blanter M. E. *Metodica issledovania i obrabotcki opitnih danih.* Moscova, Metallurghizdat, 1952.

[12] Simcoe C. R., Elsea A. R. și Manning G. R. Journal of Metals, nr. 7, 1955, p. 193—200.

[13] Shyne J.C., Morgan E.R. și Frey D.N. Trans. A. S. M., nr. 18, 1955, p. 48.

CURSURI DE PERFECȚIONARE PENTRU INGINERII DIN TURNĂTORII

Din inițiativa secției de turnătorie din C. N. I. T., în zilele de 15, 16 și 17 noiembrie 1968 a avut loc la Brașov a doua ediție a cursurilor de perfecționare pentru inginerii din turnătorii, cu tema: „Elaborarea oțelurilor de turnătorie".

Au participat specialiști de la 20 de întreprinderi din țară și cadre didactice de la Institutul politehnic — Brașov.

Au fost prezentate următoarele comunicări:

„Conceptul dinamic în teoria și practica umplerii formelor și a solidificării pieselor turnate" (prof. ing. C. Wanyorek).

„Utilizarea electrozilor de grafit la cuptoarele electrice cu arc pentru elaborarea oțelurilor" (ing. V. Covacevici și ing. N. Gündisch — uzina „Tractorul" — Brașov).

„Procedee de elaborare a oțelurilor de turnătorie în cuptoarele electrice și Martin de la Uzina de construcții de mașini — Reșița" (ing. A. Anastasiu și ing. Gh. Bordan — Uzina de construcții de mașini — Reșița).

„Elaborarea oțelului în cuptorul electric acid" (ing. V. Covacevici și ing. H. Gündisch — uzina „Tractorul" — Brașov.

Comunicările prezentate au fost urmate de ample discuții realizîndu-se, pe temele date, un cuprinzător și util schimb de experiență care a fost adîncit și ilustrat practic cu ocazia vizitelor făcute în secțiile de turnătorie ale uzinei „Tractorul" și „Hidromecanica" din Brașov.

Prof. ing. *C. WANYOREK*

Studiul comportării la coroziune a unor aliaje de aluminiu turnate

Ing. GEORGETA LESCENCO, ing. MINODORA TEODORESCU, ing. S. MUSEA şi ing. S. ŞONTEA
Institutul de cercetări şi proiectări electrotehnice — Uzina „Electroputere" — Craiova

CZ 669. 715′ – 14 : 620.193

CORROSION BEHAVIOUR OF SOME CAST ALUMINIUM ALLOYS

ATSi12, ATSi5Cu5, ATSi10Mg and ATSi5Cu1 aluminium alloys were investigated as regards behaviour towards atmospheric corrosion and susceptibility to intergranular corrosion.

Obtained results emphasized that copper aluminium alloys corrode faster and more intensively than alloys without copper, corrosion being the more pronounced, the greater the copper content.

It was also established that in saline media, aluminium alloys corrode with greater intensity than in humid media.

Susceptibility to intergranular corrosion was more manifest in alloys containing copper, being the more pronounced, the greater the copper content.

L'ÉTUDE DU COMPORTEMENT À LA CORROSION DE CERTAINS ALLIAGES D'ALUMINIUM COULÉS

On a étudié quatre alliages d'aluminium : ATSi12, ATSi5Cu5, ATSi10Mg et ATSi5Cu1 du point de vue du comportement à la corrosion atmosphérique et de la susceptibilité à la corrosion intercristalline.

Les résultats ont prouvé que les alliages de l'aluminium avec le cuivre se corrodent plus vite et avec plus d'intensité que les alliages sans cuivre, la corrosion étant d'autant plus prononcée que la teneur en cuivre est plus grande.

En même temps on a observé que dans les milieux salins les alliages d'aluminium se corrodent avec plus d'intensité que dans les milieux humides.

La susceptibilité à la corrosion intercristalline a été plus évidente pour les alliages avec cuivre, augmentant avec l'augmentation de la teneur en cuivre.

Aluminiul şi aliajele sale suferă în atmosferă o coroziune de suprafaţă cu caracter punctiform. În general coroziunea aluminiului are un caracter autoinhibitor [1]. După o perioadă de 1 — 2 ani, viteza de coroziune scade pînă la 0,005 mm/an, datorită formării unui strat protector de oxid.

Conţinutul de cupru în aliajele de aluminiu scade rezistenţa lor la coroziune, datorită formării unor straturi de produse de coroziune fără rezistenţă mecanică [2].

Elementele de aliere (Cu, Mg, Fe, Si) formează cu aluminiul, în aliajele de aluminiu, soluţii eterogene în care anumite faze intermetalice, care se separă, dau naştere la susceptibilitatea la coroziunea intercristalină. Această coroziune se poate datora unei prelucrări termice necorespunzătoare sau acţiunii termice a radiaţiilor solare în mediile : apă de mare, atmosferă marină şi atmosferă industrială [3].

Unii autori consideră coroziunea intercristalină a aliajelor de aluminiu din punct de vedere electrochimic ca o formă specială a coroziunii structurale [3]. Acest tip de coroziune se produce la limita de separare a cristalelor de metale şi aliaje de aluminiu ; cele mai susceptibile la coroziunea intercristalină sînt aliajele de Al—Cu [4].

S-a studiat comportarea la coroziune a patru aliaje de aluminiu care au ca element principal de aliere siliciul : ATSi5Cu5, ATSi5Cu1, ATSi10Mg şi ATSi12, în scopul stabilirii influenţei conţinutului de cupru asupra rezistenţei la coroziune. Epruvetele s-au obţinut prin turnare în cochilie şi apoi au fost supuse unui tratament termic T_1 conform STAS 201—59.

Comportarea la coroziune s-a studiat atît din punctul de vedere al coroziunii de suprafaţă, cît şi din punctul de vedere al susceptibilităţii la coroziune intercristalină. Încercările s-au efectuat cu două tipuri de epruvete : epruvete de formă dreptunghiulară, cu dimensiunile 140 × × 70 × 5 mm, pentru studierea coroziunii de suprafaţă şi a coroziunii totale ; epruvete cilindrice cu dimensiunile conform STAS 200—61 cu diametrul $d_0 = 6$ mm şi cap de prindere prelucrat cilindric (diametrul $D = 8$ mm), pentru determinarea susceptibilităţii la coroziune intercristalină.

Compoziţia chimică a aliajelor este indicată în tabela 1 (pentru epruvetele dreptunghiulare) şi în tabela 2 (pentru epruvetele cilindrice). Tabela 2 cuprinde şi valorile rezistenţei la rupere, determinate pentru fiecare aliaj înainte de introducerea lor în încercări.

Epruvetele dreptunghiulare, înainte de introducerea în încercări, au fost prelucrate prin

Tabela 1

Marca	Compoziția chimică, %					
	Si	Fe	Cu	Mg	Mn	Al
ATSi5Cu1	5,04	0,16	1,04	0,25	—	rest
ATSi5Cu5	4,75	0,16	4,18	0,37	urme	rest
ATSi12	11,24	0,58	—	0,07	urme	rest
ATSi10Mg	8,77	0,56	—	0,27	urme	rest

Tabela 2

Marca	Compoziția chimică, %						
	Si	Fe	Cu	Mg	Mn	Al	σ_r, kgf/mm²
ATSi5Cu1	4,16	urme	1,0	—	urme	rest	21,0
ATSi5Cu5	4,73	urme	3,58	—	urme	rest	20,2
ATSi12	11,82	urme	—	0,28	urme	rest	20,0
ATSi10Mg	9,76	urme	—	0,21	urme	rest	15,5

polizare și șlefuire, iar cele cilindrice au fost aduse la dimensiunile prevăzute de STAS 200 — 61, prin așchiere.

După prelucrarea mecanică atît epruvetele dreptunghiulare, cît și cele cilindrice au fost degresate cu white-spirit și uscate. Epruvetele astfel pregătite s-au supus încercărilor de laborator și în microclimate, și anume : la acțiunea ceței saline ; la acțiunea căldurii umede ; la imersia alternată în soluție 3% clorură de sodiu ; în microclimat rural (Fundulea) și în microclimat maritim (Agigea).

Rezultate obținute

Încercări de laborator. Încercările în mediu cald-umed și în ceață salină s-au efectuat conform STAS 6745—63, respectiv STAS 6744—63.

Evaluarea rezultatelor s-a făcut prin examinare vizuală și gravimetric. Avînd în vedere că aliajele de aluminiu suferă și o coroziune intercristalină, în care o mare parte din produsele de coroziune rămîn la limitele cristalelor, determinările gravimetrice s-au făcut prin determinarea variației creșterii în greutate a epruvetelor.

Rezultatele obținute sînt prezentate în figurile 1, 2 și 3.

Examinarea vizuală a epruvetelor, în timpul acestor încercări, a arătat că în cazul aliajelor de aluminiu cu cupru, produsele de coroziune sînt de culoare albă, voluminoase și neaderente. La aliajele fără cupru coroziunea se prezintă sub formă de pete distincte, produsele de coroziune sînt dense, dure și au o culoare cenușie.

S-a observat, de asemenea, că la aliajele cu cupru coroziunea apare mai repede decît la cele fără cupru.

Metoda gravimetrică de evaluare a coroziunii (exprimată prin creșterea în greutate, gf/dm² în timp) arată că, după același interval de timp, aliajele de aluminiu care conțin cupru prezintă o creștere în greutate mai mare decît aliajele fără cupru, coroziunea fiind cu atît mai intensă, cu cît conținutul de cupru este mai mare.

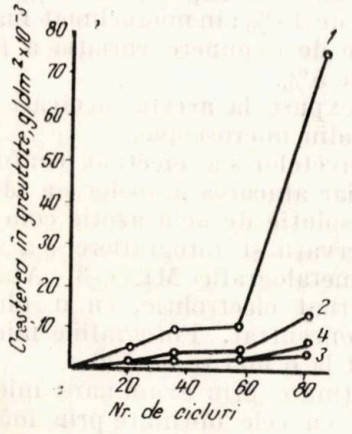


Fig. 1. Creșterea în greutate a aliajelor de aluminiu în mediu cald — umed :
1 — AT Si5Cu5 ; *2* — ATSi5Cu1 ; *3* — ATSi10Mg ; *4* — ATSi12.

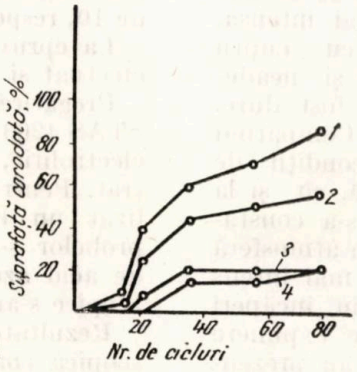


Fig. 2. Comportarea aliajelor de aluminiu în mediu de ceață salină :
1 — ATSi5Cu5 ; *2* — ATSi5Cu1 ; *3* — ATSi10 Mg ; *4* — ATSi12.

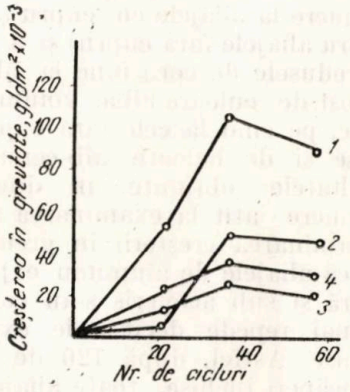


Fig. 3. Creșterea în greutate a aliajelor de aluminiu în mediu de ceață salină :
1 — ATSi5Cu5 ; *2* — ATSi5Cu1 ; *3* — ATSi10Mg ; *4* — ATSi12.

Încercările în mediu cald-umed, în mediu de ceață salină și în microclimate naturale s-au efectuat pentru studierea coroziunii de suprafață și a coroziunii totale. Susceptibilitatea la coroziune intercristalină s-a determinat numai în cazul încercărilor la imersie alternată, în mediu de căldură umedă și în microclimat maritim.

Comparînd rezultatele obținute la încercarea în ceață salină cu cele obținute la încercarea în mediu de căldură umedă obținute atît prin examinarea vizuală, cît și prin determinarea creșterii în greutate, arată că coroziunea aliajelor de aluminiu este mai intensă în mediu de ceață salină. Astfel, creșterea în greutate a epru-

vetelor expuse la acțiunea ceței saline este de aproximativ zece ori mai mare decît cea a epruvetelor expuse la căldură umedă, după același număr de cicluri.

Încercări în climate naturale. La încercările accelerate de coroziune în laborator nu se pot reproduce cu exactitate factorii climaterici din atmosferă și modul în care aceștia acționează. Deoarece pînă în prezent nu s-a găsit un factor de corelare între rezultatele obținute la încercările de laborator și cele în climate naturale, pentru determinarea vitezei reale de coroziune în atmosferă, se recurge la încercări pe o perioadă suficient de lungă în condiții naturale.

Expunerea epruvetelor s-a făcut în mediu rural și maritim, pe stative speciale, înclinate la 45° față de sol și orientate spre sud.

În mediu rural, epruvetele s-au expus în stația experimentală I.C.P.E. de la Fundulea. Coroziunea s-a urmărit în acest caz numai prin metoda vizuală.

Examinarea vizuală a epruvetelor expuse a arătat că aliajele cu cupru se corodează mai repede decît cele fără cupru. Astfel, după 180 de zile de expunere, aliajele ATSi5Cu5 și ATSi5Cu1 prezintă o coroziune de 75%, respectiv 55%, din suprafață, în timp ce pe celelalte două aliaje nu se observă decît o pătare a suprafeței.

În mediu maritim, epruvetele din aliaje de aluminiu s-au expus pe litoralul Mării Negre, la stația experimentală I.C.P.E. de la Agigea, în atmosferă liberă, sub acoperiș (în cabană cu jaluzele) și în încăpere închisă (cabană).

Coroziunea a apărut și în acest caz mai repede la aliajele de aluminiu cu cupru (la atmosferă liberă coroziunea a apărut după zece zile de expunere la aliajele cu cupru și după 30 de zile pentru aliajele fără cupru) și a fost mai intensă.

Produsele de coroziune la aliajele cu cupru au fost de culoare albă, voluminoase și neaderente, pe cînd la cele fără cupru au fost dure, dense și de culoare alb-cenușiu. Comparînd rezultatele obținute în diferite condiții de expunere atît la examinarea vizuală, cît și la determinarea creșterii în greutate, s-a constatat că aliajele de aluminiu expuse în atmosferă liberă și sub acoperiș s-au corodat mai intens și mai repede decît cele expuse în încăperi închise. Astfel, după 120 de zile de expunere în încăperi închise, toate aliajele nu au prezentat coroziune, pe cînd în atmosferă liberă sau sub acoperiș s-au corodat intens după același număr de zile. (În atmosferă liberă creșterea în greutate a fost de 1,5 — 4 ori mai mare decît sub acoperiș.)

Încercarea susceptibilității la coroziunea intercristalină

Pentru această încercare literatura indică metoda de imersie totală și de imersie alternată în electroliți. Evaluarea rezultatelor se face prin determinarea variației caracteristicilor fizico-mecanice (alungire și rezistență la rupere), precum și prin analiză microscopică.

Pentru imersia totală se utilizează doi electroliți: *1*) soluție 3% NaCl + 0,1% H_2O și *2*) soluție 3% NaCl + 1% HCl.

Electrolitul cu peroxid de hidrogen prezintă dezavantajul că variațiile de concentrație produse de descompunerea apei oxigenate sînt greu de controlat. În cazul utilizării celui de-al doilea electrolit, evaluarea rezultatelor este dificilă la aliajele cu susceptibilitate mică la coroziune [1], [3].

În încercările efectuate s-a utilizat imersia periodică în electrolit (soluții 3% NaCl). În această metodă, accelerarea procesului catodic se obține pe baza faptului că procesul decurge un timp îndelungat în strat subțire de electrolit. Un ciclu de încercare a constat din 10 min imersie în electrolit și 50 min menținere în aer. Pentru încercări s-au folosit epruvete cilindrice din aliajele ATSi5Cu5, ATSi5Cu1 și ATSi12.

Măsurările rezistenței la rupere s-au făcut inițial și la anumite intervale de timp atît la încercarea de imersie alternată, în mediu de căldură umedă, cît și în microclimat maritim.

La aliajul fără cupru (ATSi12) rezistența la rupere practic nu a variat după 1 500 cicluri de imersie, după 150 cicluri de căldură umedă și 100 zile expunere în microclimat maritim. Aliajele cu cupru au prezentat o variație a rezistenței la rupere numai în cazul imersiei alternate și în microclimat maritim. Astfel, la 1 500 cicluri de imersie, aliajul ATSi5Cu5 a prezentat o scădere a rezistenței la rupere, de 20%, iar aliajul ATSi5Cu1, de 14%; în microclimat maritim după 100 zile de expunere variația a fost de 10, respectiv de 5%.

La epruvetele expuse la aceste încercări s-a efectuat și un studiu microscopic.

Pregătirea epruvetelor s-a efectuat conform STAS 4203—63, iar atacarea probelor s-a făcut electrolitic, cu o soluție de acid azotic concentrat. Pentru observații și fotografiere s-a utilizat un banc metalografic MIN—3. Atacul probelor s-a efectuat electrolitic, cu o soluție de acid azotic concentrat. Fotografiile microscopice s-au făcut la o mărire de 120.

Rezultatele obținute prin examinare microscopică concordă cu cele obținute prin măsurarea variației rezistenței la rupere.

Din figurile 4, *a*, *b* și *c*, care reprezintă microstructura epruvetelor din aliajele ATSi5Cu5, ATSi5Cu1 și ATSi12 după 1 500 cicluri de imersie alternată, se observă caracterul intercristalin al coroziunii la aliajele cu cupru. La aliajul fără cupru nu s-a observat coroziune intercristalină, acesta prezentînd o structură formată numai din eutectic.

După solicitarea de 150 cicluri la căldură umedă (fig. 5, *a*, *b* și *c*) la aliajul fără cupru, microscopic nu s-au observat efecte de coro-

ziune intercristalină. La aliajele cu cupru s-au observat faze incipiente de coroziune intercristalină.

După expunerea de 100 zile în microclimat maritim, microscopic s-au observat faze incipiente de coroziune intercristalină la aliajele cu a celor fără cupru, fiind cu atît mai pronunțată, cu cît conținutul de cupru a fost mai mare.

— Coroziunea aliajelor de aluminiu studiate a fost mai intensă în mediu salin decît în mediu cald-umed.

— În încăperi închise aliajele de aluminiu

Fig. 4. Microstructura probelor după 1 500 cicluri de inerție alternată (× 120): *a* – ATSi5Cu5; *b* – ATSi5Cu1; *c* – ATSi12.

Fig. 5. Microstructura probelor după 150 cicluri de căldură umedă (× 120): *a* – ATSi5Cu5; *b* – ATSi5Cu1; *c* – ATSi12.

cupru (fig. 6, *a*) și nici un efect de coroziune intercristalină la aliajele fără cupru (fig. 6, *b*).

Din rezultatele obținute la toate încercările efectuate rezultă următoarele:

— Coroziunea aliajelor de aluminiu cu cupru în atmosferă a fost mai rapidă și mai intensă decît

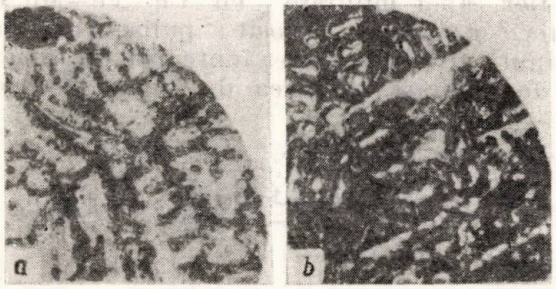


Fig. 6. Microstructura epruvetelor expuse 100 zile în microclimat maritim (× 120): *a* – aliaj cu cupru; *b* – aliaj fără cupru.

— chiar cele cu 5% cupru — au avut o stabilitate ridicată.

— Efectul de intercristalinitate al coroziunii a fost evident la aliajele cu cupru, în special la solicitările de imersie alternată și în mediu maritim.

BIBLIOGRAFIE

[1] Soutwell Ch. K. ș.a. *Corrosion of metals in tropical environments — aluminium and magnesium* (Coroziunea metalelor în mediu tropical — aluminiu și magneziu). Mater. Protect. 4, nr. 12, dec. 1965, p. 30–35.

[2] Hagymas Gh., Firoiu C. și Radovici O. *Coroziunea și protecția metalelor*. București, Editura tehnică, 1963.

[3] Rosenfeld I. L. și Jigalova V. A. *Uskorennie metodî korosionnih ispitanii metallov* (Metode accelerate de încercare la coroziunea metalelor). Moscova, Metallurghia, 1966.

[4] Evans U. R. *The corrosion and oxidation of metals* (Coroziunea și oxidarea metalelor). Londra, 1960.

Stabilirea gradului de infiltrare a produselor sinterizate cu bază de fier

Ing. P. HERŞCOVICI şi ing. S. BUNESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.762 : 669.12 – 492

ESTIMATION OF INFILTRATION DEGREE FOR SINTERED PARTS ON IRON BASE

Technological parameters of infiltration with alloys on copper base, applied to iron powder pieces, were established by means of electric resistivity variation with the temperature. The method allowed to study phenomena taking place during infiltration, to estimate interval and rate of infiltration and to establish sintering degree.

Analyse of obtained results emphasize following: by infiltration proceeding, pieces of higher density are obtained than by sintering; remanent porosity does not exceed 2.5%; remanent porosity is lower if sintering and infiltration are applied simultaneously; infiltration rate has to be choosen in accordance with piece configuration, so as to avoid its deformation.

L'ÉTABLISSEMENT DU DEGRÉ D'INFILTRATION DES PRODUITS FRITTÉS À BASE DE FER

Les paramètres technologiques du processus d'infiltration des produits à base de poudre de fer ont été fixés à l'aide de la variation de la résistivité électrique, en fonction de la température. Cette méthode a permis d'étudier certains phénomènes qui se produisent durant l'opération d'infiltration, lors de la détermination de la durée et de la vitesse d'infiltration et lors de l'établissement du degré de frittage.

On a constaté ce qui suit: par la méthode de l'infiltration on peut obtenir des pièces qui ont une plus grande densité que dans le cas du frittage; la porosité rémanente est de 2,5% au maximum; elle est plus petite encore dans le cas de l'application simultanée des deux opérations (frittage et infiltration); la vitesse d'infiltration doit être choisie en fonction de la géométrie de la pièce, afin que l'on puisse éviter la déformation du comprimé.

Infiltrarea produselor sinterizate este o metodă avantajoasă din punct de vedere tehnologic şi economic, pentru obţinerea unor piese cu proprietăţi superioare de rezistenţă mecanică şi la uzură. Porozitatea, avantajoasă în cazul pieselor autoungătoare, se elimină aproape complet prin infiltrarea cu metal lichid, în cazul anumitor piese mecanice cu proprietăţi speciale [1], [2], [3], [4].

Numeroase cercetări au stabilit compoziţiile adecvate pentru comprimatele, aliajele care constituie materialul infiltrant şi diferite aplicaţii [5], [6], [7], [10].

În experimentările efectuate la Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti, parametrii tehnologici, specifici procesului de infiltrare, au fost stabiliţi indirect prin măsurarea variaţiei rezistivităţii în funcţie de temperatură. Această metodă a fost folosită în unele cercetări pentru studiul fenomenelor care au loc la suprafaţa particulelor în operaţia de sinterizare [8], [9]. În cazul infiltrării materialelor sinterizate cu metal lichid, durata şi viteza de infiltrare, inclusiv gradul de sinterizare, s-au putut determina cu succes, prin utilizarea metodei menţionate.

Materiile prime şi utilajele. Deoarece sistemul Fe—Cu satisface în mare măsură condiţiile de bază ale procesului de infiltrare, s-au folosit la experimentări epruvete presate din pulberi de fier, apoi infiltrate cu Cu—Fe—Mn. Ca materii prime s-au folosit: pulberea de fier obţinută prin pulverizarea fontei lichide, urmată de decarburare, pulberea de cupru electroli-

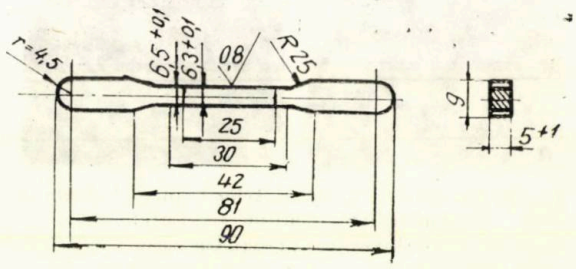


Fig. 1. Epruveta utilizată în experimentări.

tică şi pulberi de Fe—Mn măcinate. Epruveta utilizată la experimentări (fig. 1) este introdusă într-un dispozitiv din material ceramic, care permite prinderea ei în patru puncte situate pe aceeaşi axă de simetrie la înălţimi diferite şi reglabile cu ajutorul unor inele de fixare

și stabilire a contactelor. Prin contactele de la extremitățile epruvetei se alimentează curentul continuu de la un redresor cu seleniu, iar la contactele mediane se determină căderea de tensiune. Pentru obținerea unor valori comparabile, poziția celor patru puncte de contact a fost menținută constantă în toate experimen-

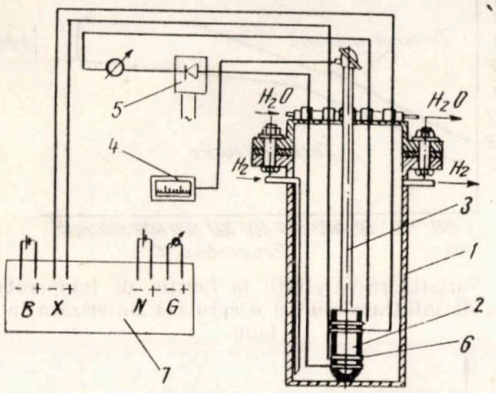


Fig. 2. Schema instalației pentru determinarea variației rezistivității în timpul infiltrării :

1 — mufă; *2* — dispozitiv de infiltrare ; *3* — termocuplu; *4* — milivoltmetru; *5* — redresor; *6* — inele pentru contact electric.

tările, la distanțe egale, măsurate cu o precizie de $\pm$ 0,05 mm. Dispozitivul permite în același timp introducerea epruvetei în pulberea de Cu—Fe—Mn, care se folosește ca infiltrant; ansamblul este montat într-un cuptor, unde sinterizarea și infiltrarea se execută în atmosferă de hidrogen.

Instalația pentru determinarea variației rezistivității în funcție de temperatură, în cursul operației de infiltrare, este arătată în figura 2. Instalația permite încălzirea și răcirea epruvetei cu o viteză relativ constantă, de circa 5°C/min.

Desfășurarea experimentărilor. După realizarea comprimatelor din pulbere de fier (liant, stearatul de zinc) cu porozități cuprinse între 15 și 25%, s-a executat operația de infiltrare propriu-zisă, folosindu-se două metode : infiltrarea aplicată direct comprimatelor crude, astfel încît sinterizarea și infiltrarea se realizează simultan ; sinterizarea comprimatelor și apoi infiltrarea lor.

Materialul infiltrant (Cu—Fe—Mn) s-a dozat ținîndu-se seamă de porozitatea inițială a epruvetei, de volumul ocupat de liantul de presare, de cantitatea de grafit care se pierde din material sub formă de hidrocarburi și de conținutul de cupru din infiltrant.

Valorile rezistivității electrice s-au determinat la început din 50 în 50°C, iar între 1 000 și 1 110°C măsurările s-au efectuat din 10 în 10°C.

Debitul de hidrogen introdus în cuptor a fost de 120 l/h.

Compoziția chimică a comprimatului inițial (99% Fe, 1%C), cît și a infiltrantului (90% Cu, 5% Fe, 5% Mn) a fost menținută constantă. Porozitatea inițială a variat între 19,5 și 20,5%, iar greutatea specifică, între 6,21 și 6,33 g/cm³ (tabela 1).

Tabela 1

Caracteristicile epruvetelor înainte de infiltrare						
Simbolul epruvetei	Starea inițială	P_s, tf/cm²	V_i, cm³	G_i, g	γ, g/cm³	P_i, %
K 25	crudă	7	4,48	29,1	6,27	20,5
K 27	crudă	6,8	4,52	29,1	6,21	21
K 65	sinterizată	7	4,41	27,8	6,33	19,5

Rezultatele obținute și interpretarea lor. Variațiile rezistivității în funcție de temperatură în cazul efectuării simultane a sinterizării și infiltrării sînt arătate în diagrama din figura 3, pentru epruveta K 27 (cu rezistivitatea electrică inițială de 148 $\Omega m \cdot 10^{-6}$) și pentru epruveta K25 (cu rezistivitatea electrică inițială de 127,6 $\Omega m \cdot 10^{-6}$). Din analiza acestei diagrame rezultă o serie de observații. Astfel, pe porțiunea inițială a curbei de încălzire are loc eliminarea apei sub formă de vapori, care provine din umiditatea adsorbită la suprafața particulelor metalice. Panta cu înclinare mare, cuprinsă între 100 și 350°C, reprezintă eliminarea gazelor adsorbite și descompunerea liantului de presare (stearatul de zinc și oleină), produse care sînt antrenate de hidrogen și eliminate.

În zona mediană a curbei se remarcă o scădere lentă a rezistivității care între 350 și 650°C corespunde reducerii oxizilor superficiali și restaurării rețelei cristaline, prin anularea

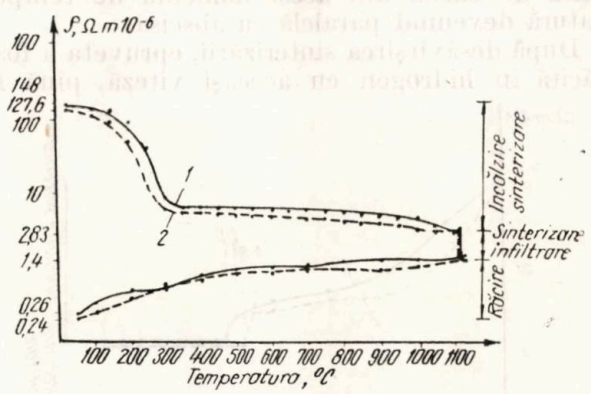


Fig. 3. Variația rezistivității în funcție de temperatură în cazul efectuării simultane a sinterizării și infiltrării :

1 — epruveta K27; *2* — epruveta K25.

tensiunilor interne cauzate de operația de presare.

Între 650 și 950°C are loc procesul de netezire a suprafețelor de contact și de creștere a suprafețelor de contact între particulele metalice. Între 950 și 1 100°C, sinterizarea devine mai accentuată, observîndu-se aceasta și din alura curbei. Între 1 100 și 1 110°C se observă o scădere bruscă a rezistivității electrice, curba devenind practic asimptotică la ordonată. Va-

lorile rezistivității au fost determinate la intervale de 30 s, constatîndu-se o reducere permanentă a valorilor în intervalul de temperatură cuprins între 1 100 și 1 110°C, pe o durată de 6 min.

Pentru corpurile sinterizate, rezistivitatea electrică este o proprietate indirectă, foarte sensibilă, care relevă creșterea suprafețelor de contact. Se poate deci considera că în domeniul cuprins între 1 100 și 1 110°C are loc infiltrarea scheletului metalic poros cu cupru lichid, care urcă prin porii intercomunicanți datorită fenomenelor de capilaritate, pînă la capătul zonei superioare a epruvetei.

Variația rezistivității în funcție de timp, la operația de sinterizare și infiltrare simultană, este redată în diagrama din figura 4. Se observă că fenomenul de infiltrare are o durată de 6 min, ilustrată de domeniul AB, în cazul epruvetei K25 (cu rezistivitatea electrică inițială de 148 $\Omega m \cdot 10^{-6}$) și de domeniul CD, în cazul epruvetei K27 (cu rezistivitatea electrică inițială de 127,6 $\Omega m \cdot 10^{-6}$). În acest timp scheletele crude au fost supuse procesului de sinterizare și infiltrare realizate simultan, viteza de infiltrare fiind de circa 0,1 mm/s.

Pentru definitivarea procesului de sinterizare, temperatura a fost ridicată la 1 120°C. Valoarea rezistivității pe întreaga durată de sinterizare s-a menținut constantă.

Aceasta a permis să se presupună că creșterea rezistivității în funcție de temperatură, conform relației $P_t = P_o(1 + \alpha T)$ a fost echilibrată de scăderea valorii ei datorită sinterizării, porțiunea de curbă din acest domeniu de temperatură devenind paralelă cu abscisa.

După desăvîrșirea sinterizării, epruveta a fost răcită în hidrogen cu aceeași viteză, pînă la

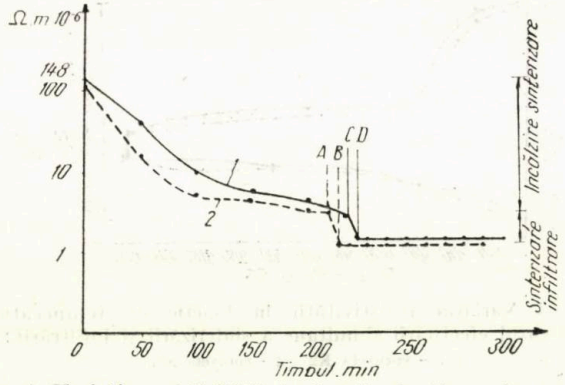


Fig. 4. Variația rezistivității în funcție de timp, la operația de infiltrare și sinterizare simultană:
1 – epruveta K 27; *2* – epruveta K 25; AB și CD – duratele de infiltrare.

temperatura mediului înconjurător, atingîndu-se în final valori ale rezistivității de $0,2 \cdot 10^{-6}$ Ωm care sînt foarte apropiate de cele ale materialului turnat ($0,15 \cdot 10^{-6}$ Ωm).

Urmărind diagrama din figura 5, care reprezintă variația rezistivității în funcție de temperatură, la operația de infiltrare pentru o epruvetă de aceeași compoziție (epruveta K65 din tabela 1) dar sinterizată în prealabil, se observă o zonă ascendentă corespunzătoare creșterii liniare a rezistivității pînă la tempera-

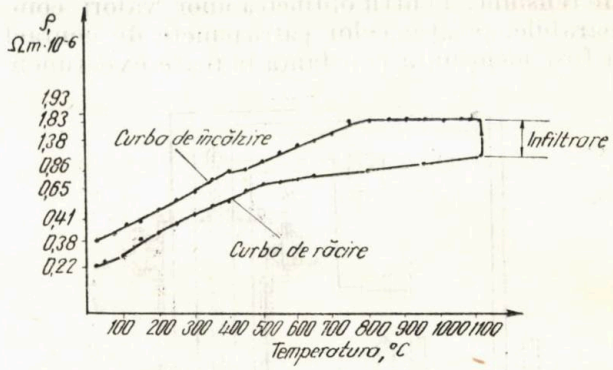


Fig. 5. Variația rezistivității în funcție de temperatură la operația de infiltrare pentru o epruvetă sinterizată în prealabil.

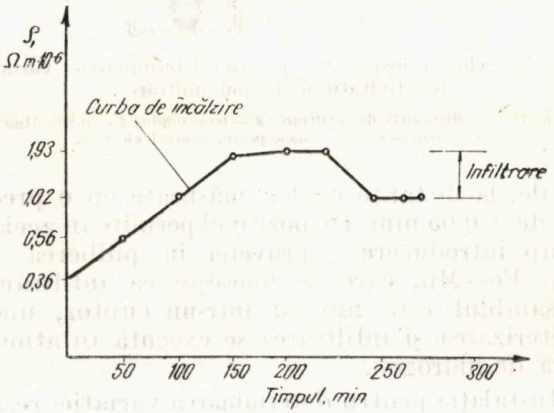


Fig. 6. Variația rezistivității în funcție de timp la operația de infiltrare pentru o epruvetă sinterizată în prealabil.

tura de 700°C, conform relației prezentate. Aceeași cădere bruscă a rezistivității, în domeniul de temperatură cuprins între 1 100 și 1 110°C, confirmă că pe această porțiune nu pot avea loc alte fenomene în afara infiltrării. Urmărind curba de variație a rezistivității în funcție de timp la operația de infiltrare (fig. 6), se constată că, în cazul aplicării infiltrării la piesele sinterizate anterior, durata de infiltrare crește de la 6 la aproape 30 min (epruveta K65), viteza de infiltrare reducîndu-se la 0,015 mm/s.

În tabela 2 sînt înscrise caracteristicile finale ale epruvetelor după sinterizare—infiltrare.

Tabela 2

Simbolul epruvetei	Compoziția epruvetei	Caracteristicile epruvetelor după infiltrare			
		V_f, cm³	G_f, g	γ, g/cm³	P_t, %
K 25	0,52% C; 20,1% Cu; rest Fe	4,42	35	7,9	2
K 27	0,56 % C; 20,05% Cu	4,4	34,9	7,89	2
K 65	0,51% C; 19,2% Cu; rest Fe	4,44	34,4	7,75	2,5

O serie de epruvete infiltrate în aceleași condiții au servit la determinarea caracteristicilor materialului, valorile obținute (media aritmetică a 30 epruvete) situîndu-se la nivel superior, după cum urmează :

- greutatea specifică . . . . . 7,50—7,65 g/cm³;
- porozitatea remanentă (determinată prin metoda hidrostatică) . . 1,5—2,2%;
- duritatea (determinată pe trei puncte la diferite înălțimi ale epruvetei) . 259—267 HB;
- rezistența la tracțiune . . . . . 68—74 kgf/cm²;
- alungirea. . . . . 1,8—2,1%.

Din microstructura unei epruvete presate din pulbere de fier infiltrată cu 30% Cu (fig. 7, *a* × 600, neatacată) se observă că masa de bază este omogenă, iar infiltrantul pe bază de cupru apare sub forma unei rețele continue; punctele negre sînt pori izolați.

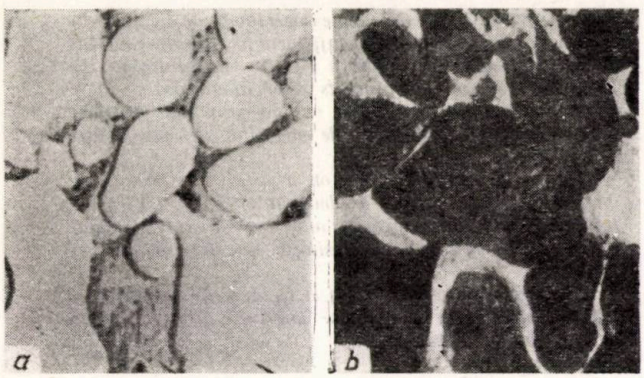


Fig. 7. Microstructura unei epruvete presate din pulbere de fier infiltrată cu 30% Cu :
a — × 600, neatacată; *b* — × 600, atac nital 3%.

În figura 7, *b* se prezintă microstructura aceleiași compoziții (× 600, atac de nital 3%) unde vîrfurile particulelor inițiale apar rotunjite, datorită acțiunii cuprului în fază lichidă. Structura este perlitică, cu apariții sporadice de cementită sub formă de lamele.

Din analiza valorilor reprezentînd variația rezistivității în funcție de temperatură și durată, precum și a caracteristicilor materialelor presate din pulberi de fier și infiltrate cu aliaje pe bază de cupru, rezultă următoarele :

— prin metoda infiltrării se pot obține piese cu o densitate mai mare decît prin sinterizare;

— porozitatea remanentă este de maximum 2,5%;

— porozitatea remanentă este mai redusă în cazul aplicării simultane a operației de sinterizare și infiltrare, decît în cazul sinterizării, urmate de infiltrare;

— viteza de infiltrare trebuie aleasă în funcție de geometria piesei, astfel încît să se evite deformarea comprimatului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sandberg L. H. *Piese sinterizate cu densitate ridicată, cu utilaje cu preț de cost redus.* Metalworking production, nov. 24, 1965, p. 64—66.

[2] Amos I. Shaler. *Aspecte teoretice ale infiltrării produselor obținute prin metalurgia pulberilor.* International Journal of Powder Metallurgy, vol. I, nr. 1, 1965, p. 12—25.

[3] Goetzel O. C. și Schaler I. *Mecanismul infiltrării pieselor poroase din metalurgia pulberilor.* Journal of metals 16 (11), 1964, p. 901—903.

[4] Pettibone H. L. *Comprimate din fier infiltrat cu cupru.* Precision Metal Molding, nr. 7, 1963, p. 41—43 și nr. 6, 1963, p. 35—42.

[5] Semlak K. A. și Rhines F. N. *Viteza de infiltrare a metalelor.* Trans. Am. Inst. Minning. Met. Petrol, nr. 212, 1956, p. 321—331.

[6] Stolarz S. *Cercetări privind infiltrarea aliajelor din pulberi de fier cu cupru și alamă.* Hutnik, nr. 3, 1966, p. 87—95.

[7] * * * *Roți cilindrice pentru pompe din fier infiltrate.* Precision Metal Molding, ian. 1966, p. 71—72.

[8] Sertobitov M. A. *Metodologia determinării vitezei de pătrundere a aliajelor în materialele capilare poroase.* Poroskovaia metallurghia, nr. 8, 1965, p. 50—54.

[9] Dan G. și Protopopescu A. *Rezistivitatea electrică, măsură a gradului de sinterizare.* Studii și cercetări metalurgice, nr. 3, 1960, p. 343—351.

[10] Herșcovici P. și Bunescu S. *Infiltrarea produselor sinterizate cu metal lichid.* Metalurgia, nr. 5, 1968.

Utilizarea curenţilor de înaltă frecvenţă la fabricarea ţevilor sudate

Ing. N. BALTAGIU, fiz. N. BOHOSIEVICI, fiz. C. CÎMPEANU şi ing. V. PÎNZARU
Uzina metalurgică – Iaşi

CZ 621.774.2 : 621.3.023

UTILIZATION OF HIGH-FREQUENCY CURRENT FOR WELDED TUBE MANUFACTURING

Experimental line for welded tube manufacturing by means of high-frequency current in Metallurgical Works Iaşi is presented, as well as obtained results.

Initial investigations aimed to establish basic factors and variation range of equipment parametra.

Following stage of investigations established welding technology for mild carbon steel tubes, in view of application on industrial scale. Welding technology by high-frequency current is more simple than resistance welding.

All mechanical and technological tests performed on high-frequency welded tubes emphasized a high grade seam.

L'UTILISATION DES COURANTS DE HAUTE FRÉQUENCE À LA FABRICATION DES TUBES SOUDÉS

Les auteurs décrivent la ligne expérimentale de fabrication des tubes soudés par réchauffement à l'aide des courants de haute frequence, établie à l'Usine métallurgique de Iassy, ainsi que les résultats expérimentaux.

Les premières expériences ont eu pour but de fixer les éléments et les domaines de variation des paramètres de l'installation.

Dans une deuxième étape on a précisé la technologie du soudage des tubes d'acier doux au carbone. La technologie du soudage des tubes à l'aide des courants de haute fréquence est beaucoup plus simple que le soudage par résistance.

Tous les essais mécaniques et technologiques effectués sur ces tubes soudés ont prouvé que la qualité du cordon de soudure est très bonne.

Cerinţele mari şi utilizarea foarte variată pe care o pot avea ţevile sudate au dus la diversificarea largă a procedeelor de sudare a ţevilor. Fabricarea ţevilor sudate printr-unul din procedeele cunoscute pînă în prezent este dictată în primul rînd de calitatea materialului supus sudării sau, mai exact, de reacţia metalului la ciclul termic al procedeului de sudare. Celelalte considerente pentru alegerea sau aplicarea procedeului de sudare sînt de ordin economic sau tehnologic.

Cel mai modern procedeu tehnologic de sudare a ţevilor, sudarea prin curenţi de înaltă frecvenţă (c.i.f.), a început să fie aplicat din ce în ce mai mult, cu rezultate care confirmă superioritatea lui. Deoarece cu cîţiva ani în urmă procedeul de sudare a ţevilor prin c.i.f. era încă în stadiul cercetărilor de laborator, nici tehnologia şi nici principiile constructive ale instalaţiilor nu au fost stabilite în totalitate.

Avînd în vedere avantajele certe pe care le prezintă acest procedeu de fabricare a ţevilor sudate, la Uzina metalurgică—Iaşi a fost realizată o linie experimentală pentru sudarea ţevilor prin c. i. f. Pe această instalaţie se stabileşte în prezent tehnologia de sudare a ţevilor din oţel carbon moale, urmînd ca în scurt timp procedeul să-şi găsească aplicare industrială.

Consideraţii generale asupra utilizării curenţilor de înaltă frecvenţă la sudarea ţevilor. După cum s-a arătat în lucrarea [1], calitatea cusăturii realizate la sudarea prin rezistenţă este influenţată de geometria ţevii în calibrul de sudare, de temperatura şi de presiunea de sudare. Problemele expuse au avut în vedere numai sudarea ţevilor din oţel carbon moale.

Sudabilitatea ţevilor prin rezistenţă comportă consideraţii mai ample în cazul oţelurilor aliate sau al altor materiale ca, de exemplu, aliajele de aluminiu, cupru etc. Transformările care au loc în timpul ciclului termic de sudare diminuează direct sau indirect calitatea cusăturii sudate. Este vorba de procesele de segregaţie, de transformările structurale, de încorporarea unor elemente din atmosfera înconjurătoare, de arderea şi de volatilizarea unor elemente de aliere etc. [2].

Influenţa negativă a fenomenelor arătate asupra calităţii cusăturii sudate va fi cu atît mai puternică, cu cît cantitatea de material încălzit va fi mai mare. De aici decurge imediat că, pentru sudarea ţevilor dintr-o varietate mai

mare de materiale, este necesară reducerea apreciabilă a zonei încălzite. Pentru evitarea creşterii zonei de influenţă termică datorită conductibilităţii, se impune totodată ca viteza de sudare să fie cît mai ridicată.

În cursul sudării în aceste condiţii numai o cantitate de material extrem de redusă ar putea suferi modificări sub influenţa temperaturii. O dată cu aceasta, acţiunea atmosferei înconjurătoare este limitată numai la zona îngustă de sudare.

Cele arătate impun aplicarea unei metode de sudare, care să realizeze concentrări mari de energie pe un spaţiu restrîns. Acest lucru se realizează tocmai prin sudarea cu c. i. f.

Principiul sudării ţevilor prin c. i. f., aplicat experimental la Uzina metalurgică—Iaşi, este arătat schematic în figura 1 : ţeava *1*, formată din bandă într-un proces continuu, se închide sub acţiunea rolelor de presiune *2*, în punctul de contact *3*. Inductorul *4*, străbătut de c. i. f. (450 kHz) de ordinul sutelor de amperi, înconjură ţeava la o distanţă cît mai mică de punctul de contact. Fluxul magnetic de înaltă frecvenţă, creat de inductor, induce în peretele ţevii o forţă electromotoare care dă naştere unui curent electric de aceeaşi frecvenţă. Acest curent străbate circumferinţa ţevii şi, deoarece marginile benzii nu sînt îmbinate, trece de-a lungul lor pînă la punctul de contact *3*. Din cauza efectului pelicular şi a efectului de proximitate, numai o peliculă extrem de subţire de material va fi adusă la temperatura de sudare.

În continuare, prin presarea marginilor cu ajutorul rolelor de presiune se realizează îmbinarea sudată.

Concentraţia de curent pe marginile benzii şi, deci, cantitatea mică de material adus la temperatura de sudare, necesită un timp de încălzire extrem de scurt şi, în consecinţă, dă posibilitatea realizării unor viteze mari de sudare [3], [4].

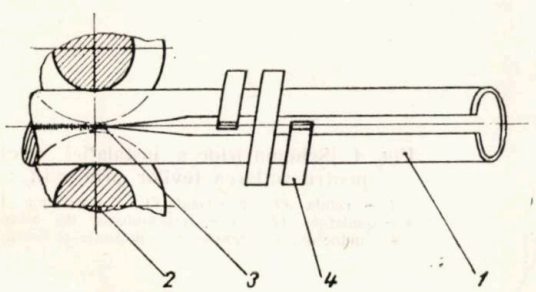


Fig. 1. Principiul sudării ţevilor prin c. i. f.: *1* — ţeavă; *2* — role de presiune; *3* — punct de contact; *4* — inductor.

Astfel, la sudarea prin c. i. f. sînt satisfăcute cele două cerinţe care se impun la sudarea ţevilor dintr-o gamă mai largă de materiale.

Avantajele înlocuirii sudării ţevilor prin rezistenţă cu sudarea prin c.i.f. Deşi sudarea prin c. i. f. a creat posibilităţi largi pentru fabricarea ţevilor din materiale diverse, ponderea mare a ţevilor fabricate pe astfel de instalaţii o constituie ţevile din oţel carbon moale.

Superioritatea sudării prin c. i. f., a ţevilor din oţel carbon moale, faţă de sudarea prin rezistenţă, decurge din deosebirile principale care stau la baza celor două procedee [4].

În continuare se vor enumera numai unele dezavantaje pe care le prezintă sudarea ţevilor prin rezistenţă, faţă de sudarea prin c. i. f. :

— datorită existenţei contactului între electrozi şi ţeavă, nu se poat suda benzi laminate la cald decît în stare sablată sau decapată;

— viteza de sudare este limitată de frecvenţa mică a curentului de sudare;

— necesitatea prelucrării permanente a electrozilor de sudare, pentru realizarea contactului intim între electrozi şi ţeavă şi totodată prelucrările suplimentare ale electrozilor în cazul fabricării unei game sortimentale variate pe aceeaşi linie;

— existenţa unei bavuri interioare mari limitează domeniul de aplicabilitate a ţevilor sudate;

— calitatea cusăturii este influenţată de reglajul electrozilor;

— bilanţul energetic este defavorabil din cauza zonei mari de încălzire şi a căilor lungi de circulaţie a curenţilor de intensitate ridicată.

Din cele expuse pînă acum se poate conchide că aplicarea sudării ţevilor prin c. i. f. este deosebit de avantajoasă deoarece, pe de o parte, permite sudarea unor materiale foarte diverse şi, pe de altă parte, măreşte domeniul de utilizare a ţevilor din oţel carbon moale.

Date tehnice generale ale liniei experimentale de la Uzina metalurgică—Iaşi. În cadrul experimentărilor efectuate, deformarea benzii s-a realizat pe o calibraţie asemănătoare celei folosite la sudarea prin rezistenţă. Singura modificare a intervenit la masa de sudare, unde presiunea este creată numai de rolele de presiune, spre deosebire de sudarea prin rezistenţă, unde presiunea de sudare se obţine prin compunerea forţelor de apăsare create de electrozi şi rolele de presiune.

În figura 2 este redată schematic forma calibrului de sudare, în cazul sudării prin rezistenţă şi prin c. i. f.

Pentru a îndeplini condiţia ca inductorul să se găsească cît mai aproape de punctul de sudare, rolele s-au realizat cu un diametru d mai mic decît în cazul sudării prin rezistenţă D.

O altă particularitate a rolelor de presiune constă în faptul că materialul din care sînt confecţionate este nemagnetic (BzAl9T) şi sînt izolate faţă de ax, pentru a preîntîmpina încălzirea lor. Poziţia inductorului şi a rolelor de presiune sînt reglabile, pentru realizarea unui transfer maxim de energie de la generator la marginile benzii.

S-au mai realizat o serie de dispozitive care sînt utilizate la controlul și reglajul mai precis al geometriei țevii, în calibrul de sudare (fig. 3).

Realizarea instalației electrice a ridicat probleme tehnice mai dificile din cauza cerințelor multiple pe care trebuie să le satisfacă și care sînt impuse de tehnologia de sudare. Astfel s-au rezolvat probleme, ca : variația tensiunii continue de alimentare a filamentelor tuburilor electronice generatoare (între 0 și 40 V), variația înaltei tensiuni redresate (0—10 kV), scoaterea din funcțiune a instalației fără decuplarea tensiunii anodice, adaptarea generatorului la sarcină, reglajul tensiunii de excitație, stabilitatea frecvenței în timpul variației sarcinii etc.

Schema bloc a instalației realizate este redată în figura 4. Întreaga instalație este alimentată la rețeaua de curent alternativ de 380 V. Pentru obținerea înaltei tensiuni (7 050V, hexafazată) s-au instalat doi transformatori cuplați în cascadă. Curentul continuu (pînă la 10 kV) s-a obținut prin utilizarea unui redresor cu vapori de mercur. Reglajul tensiunii de la

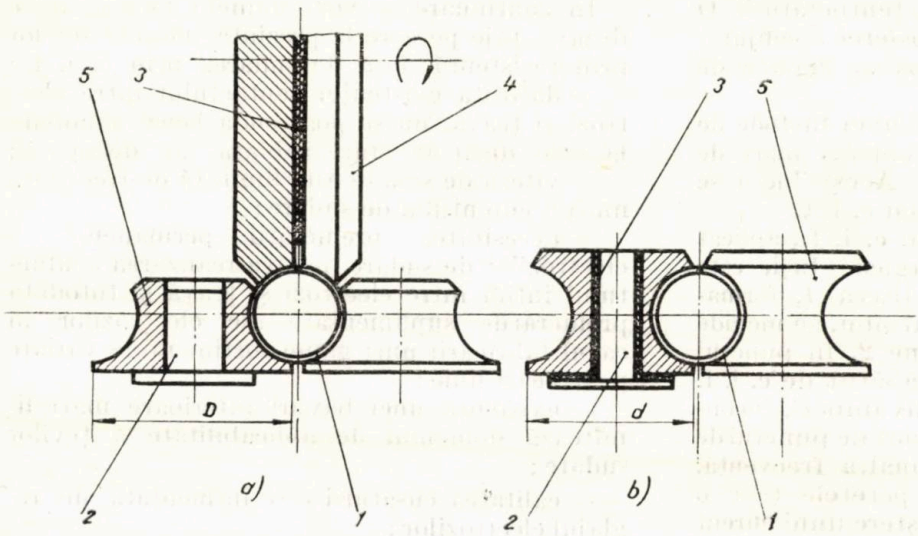


Fig. 2. Calibrul de sudare :
a — sudare prin rezistență ; *b* — sudare prin c.i.f. ; *1* — țeavă ; *2* — ax ; *3* — material izolant ; *4* — electrod ; *5* — role de presiune.

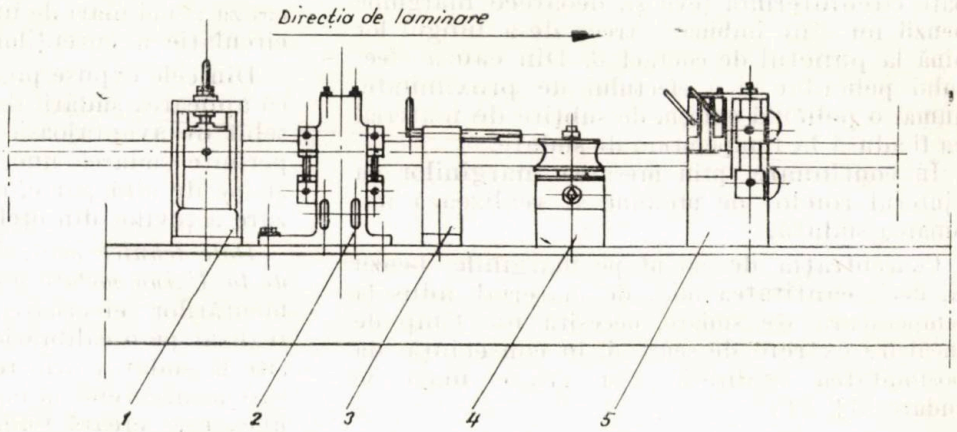


Fig. 3. Schema de amplasare a dispozitivelor liniei experimentale :
1 — cajă de antrenare ; *2* — cajă de ghidare ; *3* — cajă cuțit ; *4* — role de presiune ; *5* — cajă de debavurare.

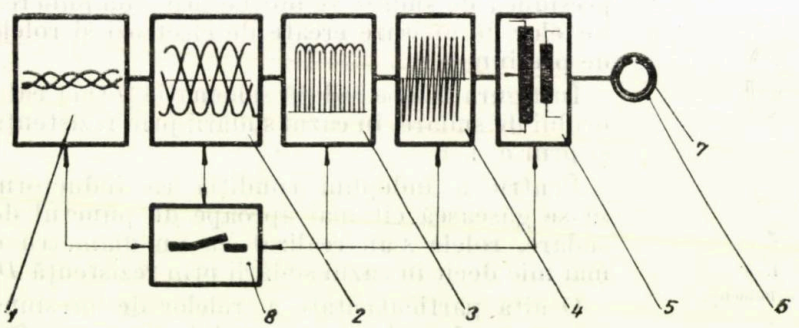


Fig. 4. Schema bloc a instalației electrice pentru sudarea țevilor prin c.i.f. :
1 — celulă JT ; *2* — celulă IT ; *3* — redresor IT ; *4* — oscilator IF ; *5* — transformator de adaptare ; *6* — inductor ; *7* — țeavă ; *8* — protecție și comandă.

zero la maxim se poate efectua prin comandă la distanță.

În vederea stabilirii tehnologiei de sudare a țevilor, oscilatorul s-a proiectat și construit fost condiționată și de posibilitățile de achiziționare a tuburilor generatoare. Inductorul, răcit cu apă curentă, este cuplat rigid la transformatorul de adaptare și poate fi reglat tridi-

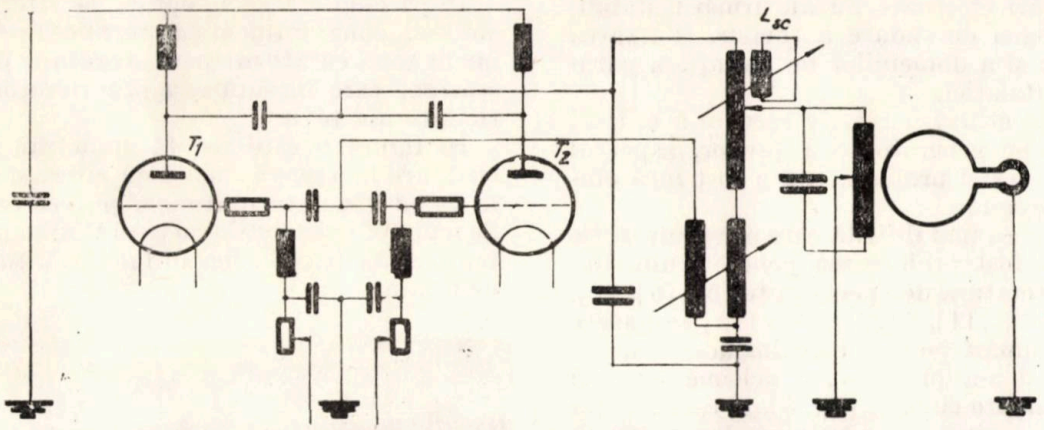


Fig. 5. Generator de înaltă frecvență cu trei circuite oscilante.

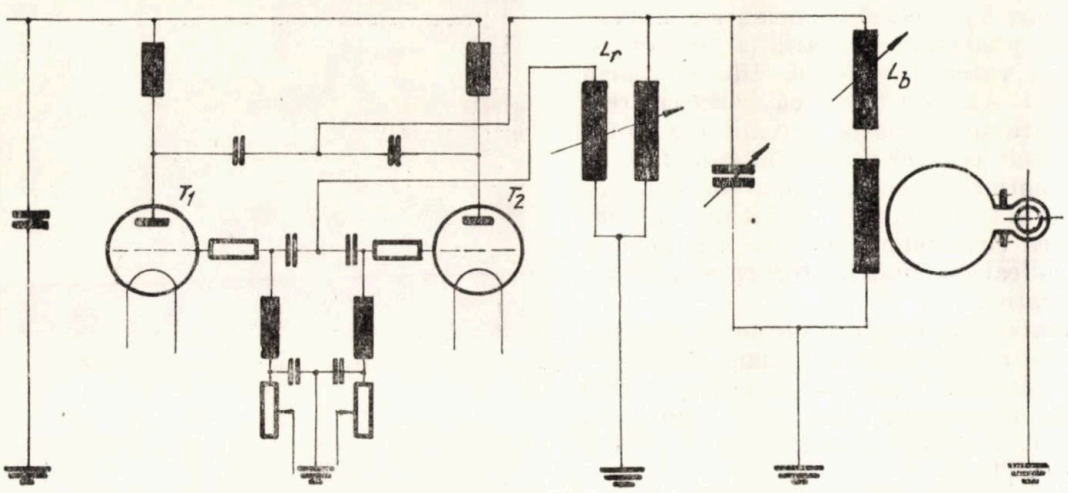


Fig. 6. Generator de înaltă frecvență cu un singur circuit oscilant.

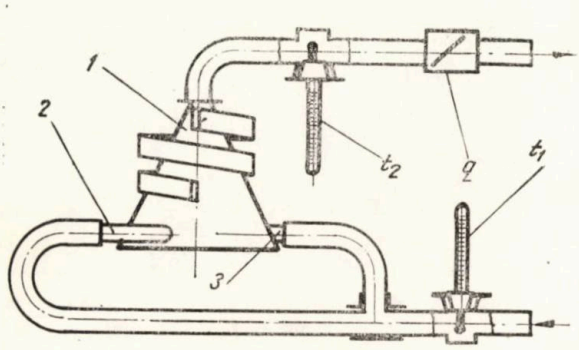


Fig. 7. Calorimetru pentru măsurarea puterii de înaltă frecvență:
1 — vas calorimetric; *2*, *3* — ștuțuri.

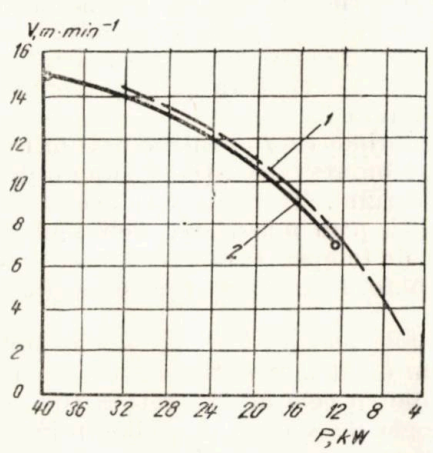


Fig. 8. Dependența vitezei de sudare de puterea din inductor:
1 — din literatură; *2* — experimentală.

astfel, încît puterea de înaltă frecvență din inductor să asigure o viteză de sudare de 20 m/min pentru țevi de Ø 38 × 2 mm. Această putere a mensional, cu ajutorul unui dispozitiv ușor accesibil. Pentru mărirea randamentului și asigurarea unei încălziri uniforme a marginilor,

în interiorul ţevii se introduce un miez din ferită cu permeabilitate ridicată la înaltă frecvenţă.

Experimentări şi rezultate obţinute. Primele experimentări efectuate nu au urmărit stabilirea tehnologiei de sudare a ţevilor, ci fixarea elementelor şi a domeniilor de variaţie a parametrilor instalaţiei.

Din cauza utilizării relativ recente a c. i. f., la sudarea pe generatoare a ţevilor, aspectul teoretic al acestei probleme nu a fost încă elucidat în întregime.

Problema cea mai dificilă care a trebuit să fie rezolvată a fost proiectarea generatorului deoarece în literatura de specialitate [5], [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13], [14] se găsesc puţine îndrumări pentru calculul acestuia. De aceea, iniţial s-a proiectat o schemă cu trei circuite oscilante cuplate (fig. 5), la care reacţia se realiza capacitiv, iar adaptarea la sarcină se realiza foarte comod cu ajutorul unei bobine de scurtcircuit L_{sc}. Această schemă s-a aplicat pentru a se preîntîmpina variaţia frecvenţei, ca urmare a variaţiei sarcinii. Ulterior, prin experimentări, s-a constatat că variaţia frecvenţei cauzate de variaţia sarcinii era mult mai mică decît cea rezultată din calcul şi se încadra în normele internaţionale ale benzilor de frecvenţă industrială [8]. De asemenea, pentru realizarea circuitelor oscilante, s-a utilizat un număr ridicat de condensatori care au mărit preţul instalaţiei.

Cele de mai sus au dus la proiectarea unei noi scheme cu un singur circuit oscilant (fig. 6) şi cu reacţie inductivă reglabilă. Pentru prevenirea apariţiei tensiunilor ridicate pe inductor, circuitul oscilant a fost prevăzut cu o bobină de balast [8], [13].

De o deosebită importanţă pentru verificarea parametrilor de funcţionare ai circuitului oscilant este valoarea puterii de înaltă frecvenţă din inductor. Pentru măsurarea acesteia, s-a construit un calorimetru [13], prezentat schematic în figura 7.

Vasul calorimetric *1* primeşte apă prin ştuţurile *2* şi *3*, montate tangenţial la suprafaţa conică a calorimetrului. Trecînd prin acesta, apa se încălzeşte şi, prin măsurarea debitului q şi a diferenţei de temperatură $\Delta t = t_2 - t_1$, se obţine valoarea puterii de înaltă frecvenţă din inductor.

Rezultatele măsurărilor au permis stabilirea unui regim de sudare optim cu puteri specifice comparabile cu cele din literatură (fig. 8).

Tehnologia de sudare a ţevilor prin c. i. f. este mult mai simplă decît cea a sudării prin rezistenţă. Totuşi, şi aici sînt cîteva elemente a căror corelaţie trebuie stabilită experimental.

Experimentările de sudare s-au efectuat pe ţevi de Ø 38 × 2 mm, formate anterior pe o linie tehnologică industrială. În timpul experimentărilor puterea a variat între 10 şi 40 kW, în timp ce vitezele de sudare erau cuprinse între 3 şi 15 m/min. Corelaţia dintre viteza de sudare şi puterea absorbită de la generator este dată în figura 8.

După cum era de aşteptat, la viteze mici de sudare, zona influenţată termic este întinsă, iar în zona cusăturii apare structura Widmannstätten, care înrăutăţeşte proprietăţile de plasticitate ale ţevii.

În figura 9 este redată structura din zona cusăturii la o ţeavă sudată cu viteza de 5m/min, în cazul generatorului cu o putere de 12 kW. Se remarcă existenţa structurii Widmannstätten. La această ţeavă zona influenţată termic este de 6 mm.

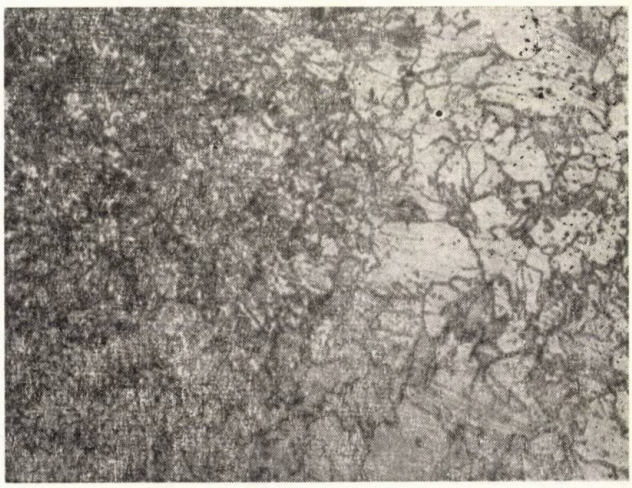


Fig. 9. Microstructura cusăturii sudate la o putere de 12 kW (× 100).

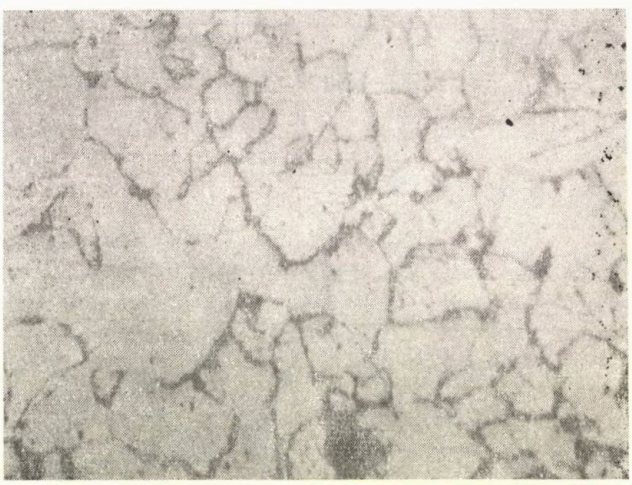


Fig. 10. Microstructura cusăturii sudate la o putere de 40 kW (× 500).

Cînd puterea generatorului este de 40 kW, viteza de sudare atinge 15 m/min. În figura 10 este redată structura unei ţevi sudate în acest regim. După cum se observă, grăunţii nu mai au o formă aciculară, ceea ce indică lipsa structurii Widmannstätten.

În figurile 11, *a* și *b* este redat, pentru comparație, aspectul bavurii interioare obținute la sudare prin rezistență și respectiv prin c.i.f. Este evident faptul că mărimea bavurii interioare

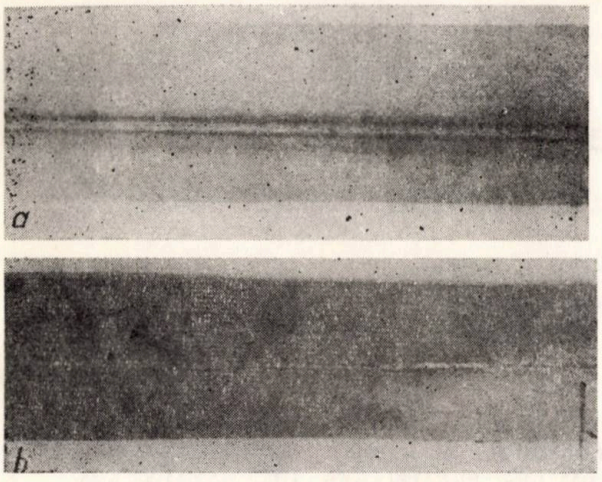


Fig. 11. Bavură interioară:
a – sudare prin rezistență (× 2); *b* – sudare prin c.i.f. (× 2).

în cazul sudării prin c.i.f. este redusă apreciabil. De asemenea, aspectul lor este complet diferit, ceea ce dă posibilitatea lărgirii domeniului de utilizare a țevilor sudate. Toate încercările mecanice și tehnologice efectuate asupra țevilor sudate prin c. i. f. au indicat o calitate foarte bună a cusăturii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ungureanu T., Bohosievici N., Pînzaru V. și Cîmpeanu C.: *Influența parametrilor de sudare și a geometriei țevii asupra calității cusăturii sudate.* Cercetări metalurgice, nr. 9, 1967, p. 547–561.

[2] Gorissen E. *Sudarea cu c.i.f. cu transmiterea energiei prin contacte.* Schweissen und Schneiden, nr. 2, 1962, p. 69–71.

[3] Collins L. *Țevi sudate de calitate fabricate cu viteza de 19 km/h.* La machine moderne, nr. 637, 1962, p. 9–12.

[4] * * * *Dezvoltarea procedeelor de sudare electrică a țevilor.* Stahl und Eisen, nr. 5, 1962, p. 295–296.

[5] Donskoi A. V. *Instalații electrotermice de înaltă frecvență cu generatori cu tuburi electronice.* Gosenergoizdat, 1957.

[6] Kaganov. *Mutatori electronici și ionici.* Editura energetică de stat, 1953.

[7] Bruevici B. *Folosirea tuburilor electronice în tehnica experimentală.* Ed. tehnică, 1958.

[8] Vasiliev A. S. *Generatori cu tuburi electronice pentru încălzirea prin c.i.f.* Mașinostroenie, 1965.

[9] Bogdanov V. N. *Sudarea metalelor prin c.i.f.* Mașinostroenie, 1965.

[10] Vologdin V. V. *Transformator pentru încălzirea cu c.i.f.* Mașinostroenie, 1965.

[11] Bamuner A. V. *Reglarea automată a proceselor de încălzire cu c.i.f.* Mașinostroenie, 1965.

[12] Gluhanov N. P. *Bazele fizice ale încălzirii cu c.i.f.* Mașinostroenie, 1965.

[13] Vazaca C. *Încălzirea prin inducție în joasă și înaltă frecvență.* Ed. Acad. R.P.R., 1956.

[14] Ryder J. D. *Electronica tehnică.* Gosizsudprom, 1961.

[15] Gorissen E. *Sudarea țevilor cu c.i.f. prin procedeul Induweld.* Blech, nr. 5, 1963, p. 256–259.

[16] Kardo I. și Skaciko N. *Sudarea electrică prin presiune cu c.i.f. a țevilor din oțel inoxidabil.* Avtomaticeskaia Svrka, nr. 1, 1961, p. 75.

[17] Flick K. *Instalații de încălzire prin c.i.f. pentru sudarea longitudinală a țevilor.* Bander, Bleche, Rohre, nr. 10, 1962, p. 477–482.

[18] Osborn H. *Sudarea prin c.i.f. a țevilor și conductelor.* Welding Journal, nr. 7, 1963, p. 571–577.

Contribuţii la studiul eficienţei economice a utilizării şi elaborării prealiajelor de metale neferoase

Ing. I. STANCIU
Institutul de metale neferoase şi rare – Bucureşti

CZ 669.2/.8.018 : 338.063.44

CONTRIBUTIONS TO ECONOMIC EFFICIENCY STUDIES REGARDING PRODUCTION AND UTILIZATION OF NON FERROUS PRE-ALLOYS

The paper deals with technical and economic importance of pre-alloy utilization in manufacturing non-ferrous alloys.

Causes which impose pre-alloy production are emphasized, as well as required conditions.

The paper presents economic efficiency reckonings for pre-alloy utilization under various conditions, results being tabulated in a schedule containing metal loss data during pre-alloy elaboration in direct heating, crucible and electric furnaces, emphasizing the minimal metal losses when processed in electric furnaces.

Influence of pre--alloy type on prime cost is presented in table 2, economicity of complex (ternary) alloy utilization, as compared to binary alloys, being thus outlined.

Summing-up, following are suggested :

— production of pre-alloys in electric furnaces ;

— centralized production of pre--alloys ;

— as far as possible, utilization of complex pre-alloys (ternary, quaternary).

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE L'EFFICACITÉ ÉCONOMIQUE DE L'EMPLOI ET DE L'ÉLABORATION DES PRÉALLIAGES DE MÉTAUX NON FERREUX

On traite de l'importance technique et économique de l'emploi des préalliages á l'élaboration des alliages de métaux non ferreux.

On indique les causes qui imposent la préparation des préalliages, ainsi que les conditions qu'ils doivent remplir.

On présente le calcul de l'efficacité économique de l'emploi des préalliages élaborés dans des conditions différentes et on donne une table qui contient des données concernant les pertes de métal lors de l'élaboration des préalliages dans les fours à flamme directe, à creuset ou dans les fours électriques, en faisant ressortir les pertes minima de métal durant l'élaboration des préalliages dans les fours électriques.

On montre aussi l'influence qu'a le type du préalliage sur le coût de l'alliage (table 2) et l'on démontre l'avantage de l'emploi des préalliages complexes (ternaires) à la place des préalliages binaires.

L'article aboutit aux recommandations suivantes :

— l'élaboration des préalliages dans les fours électriques ;

— l'élaboration centralisée des préalliages;

— l'emploi autant que possible des préalliages complexes (ternaires, quaternaires).

Calculul eficienţei economice a utilizării prealiajelor elaborate în diverse condiţii a fost făcut într-un caz particular, şi anume, în cazul elaborării unui bronz de aluminiu special avînd următoarea compoziţie chimică: 9—11% Al; 0,5—1% Mn; 2—3,5% Fe; 4—6% Ni; rest Cu.

În tabela 1 se dau pierderile nerecuperabile la elaborarea prealiajelor Cu—Fe 10, Cu—Ni 30, Cu—Mn 20, Cu—Al 50. Din tabela 1 se constată că elaborarea cea mai eficientă a prealiajelor se face în cuptoare electrice, mai puţin eficientă în cuptoare cu creuzet şi în nici un caz nu este recomandabil ca elaborarea prealiajelor să se facă în cuptoare cu flacără directă.

În uzinele de aliaje şi de prelucrarea aliajelor neferoase din România, precum şi în turnătoriile de neferoase din uzinele constructoare de maşini, se elaborează în prezent o cantitate însemnată de aliaje neferoase, ceea ce impune iniţial şi producerea unor prealiaje pentru unele aliaje ca: bronzul cu nichel, bronzul cu aluminiu, alame, aliaje de aluminiu etc. După date estimative, la nivelul anului 1970, cantitatea de aliaje neferoase care se va elabora va fi de circa 60 000 t/an, iar cantitatea de prealiaje necesară elaborării acestor aliaje va fi de circa 5 000—7 000 t/an.

În prezent elaborarea prealiajelor se face în diverse cuptoare, pierderile prin ardere fiind diferite de la o turnătorie la alta. Tehnologiile de

Tabela 1

Denumirea prealiajului	Tipul cuptorului	Pierderi nerecuperabile de metale, %					
		Cu	Fe	Ni	Mn	Al	Total
Cu—Fe 10	cu flacără	8	21	—	—	—	9,30
	cu creuzet	3,5	10	—	—	—	4,15
	electric	1,5	5	—	—	—	1,85
Cu—Ni 30	cu flacără	5	—	2	—	—	4,10
	cu creuzet	2,5	—	1	—	—	2,05
	electric	0,50	—	0,2	—	—	0,41
Cu—Mn 20	cu flacără	7	—	—	0	—	9,60
	cu creuzet	3	—	—	7	—	3,80
	electric	1	—	—	2,1	—	1,22
Cu—Al 50	cu flacără	5	—	—	—	7	6
	cu creuzet	3	—	—	—	4	3,50
	electric	0,5	—	—	—	1,5	1

Obs.: Datele practice (cifre medii) au fost culese de la uzina „1 Mai" — Ploiești și uzina „NEFERAL" — București.

elaborare a prealiajelor diferă de la o uzină la alta, ceea ce face ca de multe ori să apară o calitate necorespunzătoare a prealiajelor. De altfel, pentru prealiaje în prezent nu există norme și condiții tehnice privind calitatea lor. Toate acestea duc la realizarea unor prealiaje, respectiv aliaje, cu un preț de cost ridicat și o productivitate a muncii scăzută.

Elaborarea centralizată a prealiajelor în cuptoare electrice duce la realizarea unor însemnate economii de metale. Elaborarea în cuptoare electrice în cantități mai mari, la o uzină specializată (de exemplu uzina NEFERAL—București sau Uzina de aluminiu—Slatina, pentru prealiaje de metale ușoare), pe lîngă avantajele economice menționate, contribuie și la îmbunătățirea calității prealiajelor necesare turnătoriilor de aliaje neferoase din uzinele metalurgice și constructoare de mașini.

Economii de metal și de manoperă la elaborare se obțin și în cazul utilizării unor prealiaje complexe în locul celor de tip binar. Compoziția prealiajului trebuie astfel aleasă încît să permită obținerea aliajului cerut cu un anumit conținut de fiecare component. În tabela 2 se arată influența tipului de prealiaj asupra costului aliajului Bz—Al. Din datele prezentate în tabelă se constată că, în cazul elaborării bronzului de aluminiu, cu adaosuri de nichel, fier și mangan, utilizînd prealiaj ternar Al—Cu—Fe, se reduce cantitatea totală de prealiaje, de la 731, 95 kg/t Bz—Al lichid la 516,46 kg/t Bz—Al lichid, respectiv se realizează o economie de metal la elaborare de circa 300 lei/t Bz—Al lichid.

Tabela 2

Încărcătură metale	Cupru electrolitic, kg		Fier, kg		Nichel, kg		Mn metalic, kg		Aluminiu, kg		Total încărcătură, kg		Economii
	prealiaj binar	prealiaj complex	prealiaj binar	prealiaj complex	prealiaj binar	prealiaj complex	prealiaj binar	prealiaj complex	prealiaj binar	prealiaj complex	prealiaj binar	prealiaj complex	
Cu Fe 10	259,87	120,86	33	15,34	—	—	—	—	—	—	292,87	136,20	
Cu Ni 30	123,90	123,90	—	—	51,36	51,36	—	—	—	—	175,26	175,26	
Cu Mn 20	36,96	36,96	—	—	—	—	10,56	10,56	—	—	47,52	47,52	
Cu Al 50	109,18	—	—	—	—	—	—	—	107,12	—	216,30	—	
Al 70 Cu 20 Fe 10	—	30,31	—	16,91	—	—	—	—	—	110,21	—	157,48	
Total prealiaje	329,91	312,03	33	32,25	51,36	51,36	10,56	10,56	107,12	110,21	731,95	516,46	
Cu E	337,74	543,74	—	32	—	—	—	—	—	—	337,74	543,74	
Total încărcătură	867,65	855,82	33	32,25	51,36	51,36	10,56	10,56	107,12	110,21	1069,69	1 060,20	
Preț metal, lei/kg	30	30	2	2	33,2	33,2	10	10	14,6	14,6	—	—	
Prețul lei/t Bz-Al lichid	26 029	25 674	66	64,5	1 710	1 710	105,6	105,6	1 566	1 620	29 477	29 174	303 lei/t Bz-Al lichid

Observații: Cantitatea de prealiaje în varianta utilizării prealiajului Cu — Al 50 = 731,95 kg/t Bz-Al lichid.
Cantitatea de prealiaje în varianta utilizării prealiajului Al 70 Cu 20 Fe 10 = 516,46 kg/t Bz-Al lichid.

Caracteristicile tehnologice generale ale laminorului de tablă groasă de la Galaţi

Ing. A. LEDERER
Institutul de proiectări de laminoare

Z 621.771.23
C

GENERAL FEATURES OF THE GALAŢI PLATE MILL

The paper discusses the production programme, the raw material, the equipment, the layout and staging of the Galaţi Plate Mill.

The main features of the reheating and treatment furnaces, rolling stands, cooling banks, levellers, shears, as well as of the buildings and cranes are shown.

The general solutions are compared to those adopted for other modern plate mills.

LES CARACTÉRISTIQUES GÉNÉRALES DE LA TÔLERIE FORTE GALAŢI

L'article comprend le programme de fabrication, la matière première, les équipements, le plan d'implantation et les étapes de dévelopement pour la tôlerie forte de Galaţi.

L'auteur présente les caractéristiques des fours de rechauffage et de traitement thermique, des équipements principaux (cages, refroidissoirs, planeuses, cisailles), ainsi que des batiments et des ponts roulants.

Les solutions générales adoptées sont comparées avec celles d'autres tôleries fortes modernes.

Obiectivul cel mai important al industriei noastre siderurgice în perioada 1966—1970 îl constituie Combinatul siderurgic Gheorghe Gheorghiu-Dej de la Galaţi. Acest combinat integrat, de mare capacitate şi bazat pe tehnologiile cele mai moderne, va fi specializat pe produse plate, table şi benzi, de toate dimensiunile şi calităţile.

Prima unitate de bază pusă în funcţiune în cadrul Combinatului este laminorul de tablă groasă 3 300 mm, caracterizat printr-o capacitate mare de producţie, o calitate ridicată şi un preţ de cost scăzut al produselor. Complexitatea procesului tehnologic, elasticitatea în exploatare şi caracteristicile utilajelor situează laminorul de tablă groasă la nivelul celor mai moderne instalaţii de acest gen din lume.

Programul de producţie

Sortimentul laminorului cuprinde table groase de următoarele dimensiuni :

- grosimea tăiat la foarfece . . . . . 4—40 mm
  tăiat autogen . . . . . max. 150 mm
- lăţimea laminată . . . 800—3 100 mm (excepţional 3 200 mm)
  finită . . . . 800—3 000 mm
- lungimea laminată . . . . . max. 40 m
  finită . . . . . 2—15 m (excepţional 30 m)
- greutatea . . . . . max. 20 t.

Lăţimea maximă a tablei, elementul care determină tipul laminorului şi care influenţează în mod considerabil greutatea utilajelor şi volumul investiţiei, a fost adoptată de 3 m, pe baza repartizării procentuale a consumului de tablă groasă pe grupe de lăţimi (fig. 1), precum şi pe baza necesităţilor viitoare ale industriei.

După cum rezultă din figura 1, lăţimea maximă de 3 m acoperă practic întregul necesar de table groase şi nici pentru viitor nu se prevede

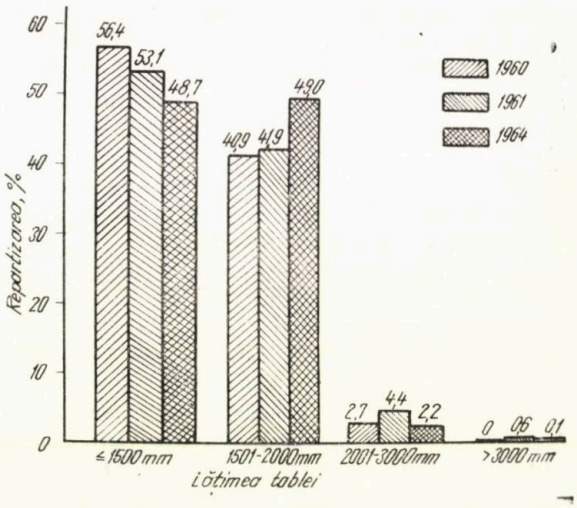


Fig. 1. Repartizarea procentuală a consumului de tablă groasă pe grupe de lăţimi.

o schimbare esenţială în structura sortimentală, deoarece consumatorii principali pentru table mai late — ţevile mari pentru conducte de gaz — se vor fabrica şi în continuare prin sudură

în spirală și nu longitudinală. Dacă în alte țări un număr important de laminoare au fost construite pentru table de peste 3 m lățime, acest fapt se datorează în mare măsură concurenței dintre firmele respective și intereselor pur comerciale, deoarece consumul de table foarte late reprezintă procentaje reduse chiar în țările foarte dezvoltate (În R.F. a Germaniei tablele peste 2,5 m lățime au reprezentat în ultimii ani 10%, iar cele de peste 3 m, 3%; în Franța, tablele peste 2,5 m lățime reprezintă 5%). Se menționează că o lățime mărită a tablelor, pe lîngă investiții suplimentare, duce la diferențe mai mari de grosime pe lățime și la dificultăți deosebite în transportul tablelor.

Lungimea maximă normală a tablelor este de 15 m, determinată de necesitățile consumatorilor și de condițiile de transport. Deoarece întregul ajustaj a fost dimensionat pentru o lungime a tablelor de 30 m (în scopul măririi productivității și reducerii consumului de oțel), există posibilitatea de a livra table de 30 m lungime finită.

Pe baza repartiției procentuale a tablelor au rezultat următoarele dimensiuni medii :

— grosimea 15,9 mm în etapa I și 18,6 mm în etapa a II-a ;
— lățimea 1 650 mm în etapa I și 1 800 mm în etapa a II-a.

Creșterea dimensiunilor medii în etapa a II-a se datorează preluării gamei inferioare de grosimi și lățimi de către laminorul de benzi late.

Sortimentul calitativ al laminorului va cuprinde table din oțel carbon obișnuit, oțel carbon de calitate, oțel slab aliat și oțel bogat aliat, folosite pentru construcții metalice, construcții mecanice în general (inclusiv rezervoare), construcții navale, vagoane, cazane etc.

Capacitatea de producție a laminorului este de 600 000 t/an în etapa I și 1 000 000 t/an în etapa a II-a.

Materia primă

În etapa finală — cu excepția tablelor foarte grele și groase, precum și a unor calități speciale —, toate tablele se vor lamina din brame obținute la un slebing universal, datorită următoarelor avantaje față de laminarea directă din lingouri :

— calitate mai bună a suprafeței tablelor, datorită posibilității de curățare a bramelor ;

— caracteristici mecanice mai bune ale tablelor datorită coroiajului total mai ridicat și laminării într-un regim de temperaturi mai ușor controlabil ;

— posibilitatea laminării unor table cu grosime mai mică la aceeași lățime, datorită unei temperaturi mai ridicate la sfîrșitul laminării ;

— productivitate mai mare (cu 25—40% la același sortiment) datorită reducerii numărului de treceri ;

— reducerea formatelor de lingouri și mărirea greutății medii a lingourilor, ceea ce simplifică procesul tehnologic și mărește productivitatea la oțelărie și la cuptoarele adînci.

În primii ani de funcționare, pînă la pornirea slebingului, laminorul este alimentat cu lingouri, urmînd ca tablele peste 20 mm grosime să fie laminate, în general, direct (într-o singură căldură), iar tablele sub 20 mm grosime — pentru a elimina dezavantajele laminării directe din lingouri — să fie produse din brame obținute tot la laminorul de tablă groasă.

Bramele vor avea următoarele dimensiuni :

— grosimea . . . . . 100—300 mm ;
— lățimea . . . . . 800—1 900 mm ;
— lungimea . . . . . 1 500—3 090—6 000 mm ;
— greutatea . . . . . 1—14 t.

Grosimea minimă a bramelor este limitată de lungimea cuptoarelor cu propulsie, lățimea minimă — de necesitatea efectuării trecerilor de lățire, iar lungimea minimă — de distanțele dintre șinele de glisare ale cuptoarelor. Grosimea maximă a bramelor este limitată de uniformitatea încălzirii în cuptoarele cu propulsie, lățimea maximă, de lățimea lingourilor de 30 t, iar lungimea maximă, de lungimea tăbliei cilindrilor în cazul bramelor care se lățesc în timpul laminării (max. 3 m), respectiv de lățimea cuptoarelor cu propulsie, în cazul bramelor care se lamineză numai longitudinal (max. 6 m).

La proiectarea laminorului au fost prevăzute cinci formate de lingouri, avînd următoarele dimensiuni maxime :

— lingou de 6 t : 430×1 250×1 800 mm
— lingou de 10 t : 500×1 500×2 200 mm
— lingou de 15 t : 600×1 750×2 300 mm
— lingou de 20 t : 700×1 900×2 400 mm
— lingou de 30 t : 950×2 000×2 500 mm.

La dimensionarea lingourilor s-a ales raportul maxim dintre lățime și grosime admis din punct de vedere metalurgic, asigurînd în felul acesta o productivitate cît mai ridicată la încălzire și laminare.

Componența laminorului

Componența laminorului a fost determinată în funcție de procesul tehnologic adoptat pentru produsele de bază. În figura 2 este reprezentată schema procesului tehnologic în etapa I, cu utilajele de bază respective, pentru cele patru categorii de produse : *a*) brame ; *b*) table peste 40 mm grosime ; *c*) table de 21—40 mm grosime ; *d*) table de 4—20 mm grosime.

Utilajele principale din flux, care intră în componența laminorului, sînt următoarele :

10 cuptoare adînci, 2 cuptoare cu propulsie, cutie de desțunderizare, cajă verticală, cajă

degrosisoare cvarto, cajă finisoare cvarto, foarfece de brame, foarfece de divizare şi şutare la cald, maşină uşoară şi grea de îndreptat la cald, cu un răsturnător de table, maşină de trasat, foarfece de probe şi şutare la rece, linie uşoară de tăiere (foarfece cu discuri pentru tăierea

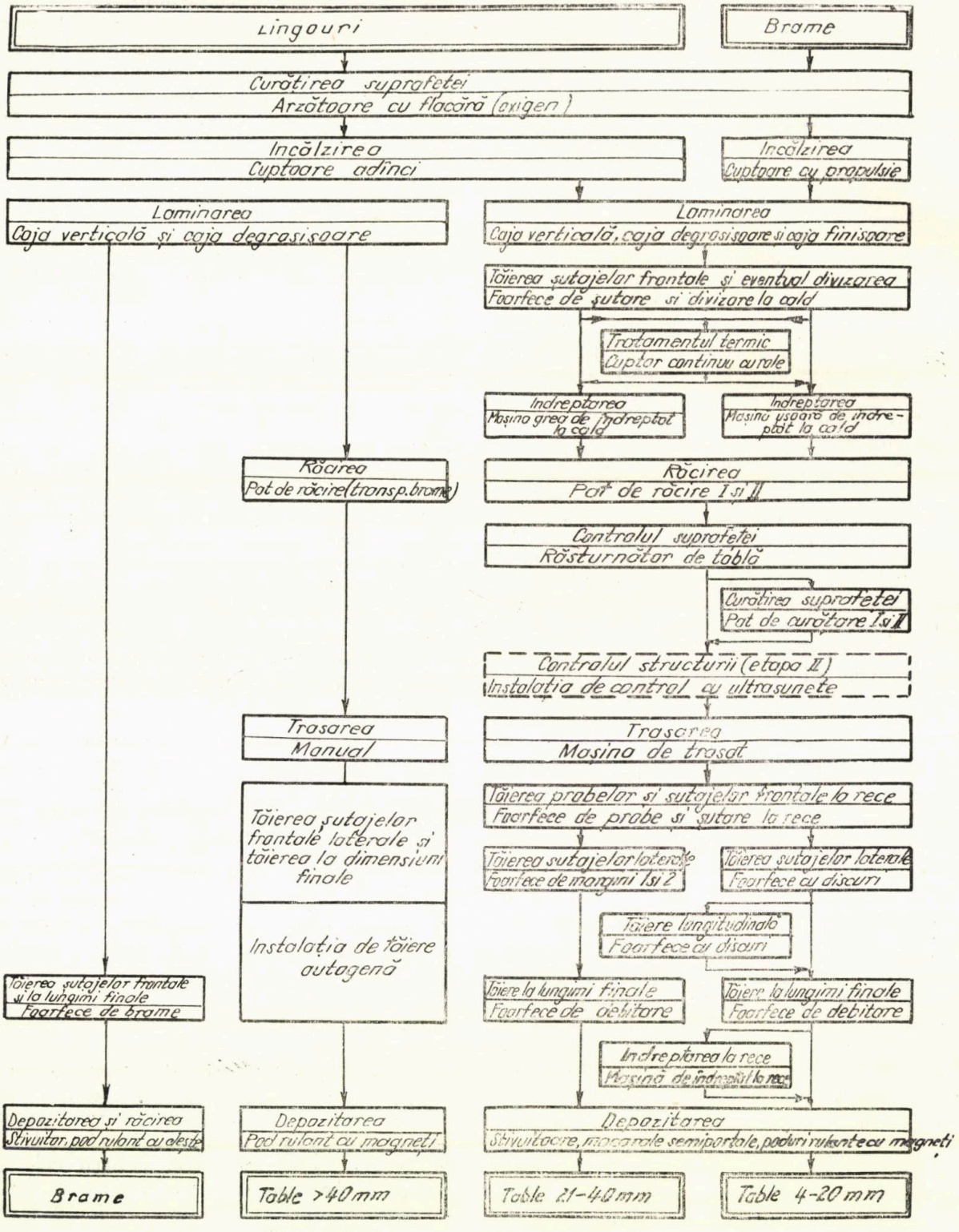


Fig. 2. Schema procesului tehnologic în etapa I.

cuptor de tratament termic cu presă de călire şi maşină uşoară de îndreptat, 2 paturi de răcire cu un răsturnător de table, 2 paturi de curăţare şutajelor laterale şi tăiere longitudinală, foarfece de debitare), linia grea de tăiere (2 foarfece ghilotină pentru tăierea şutajelor laterale, foar-

Caracteristicile cuptoarelor Tabela 1

Caracteristica	Cuptoare adînci	Cuptoare cu propulsie	Cuptor de normalizare
Tipul cuptorului	Cu un arzător dublu, cu flacără întoarsă, cu recuperator metalic	Cu descărcare frontală cu 5 zone de încălzire, cu recuperator metalic	Continuu, cu role metalice, cu 9 zone de încălzire, cu recuperator metalic
Numărul cuptoarelor	10	2	1
Dimensiunile materialului			
— grosimea, mm	300—950	100—300	4—40
— lăţimea, mm	800—2 000	800—1 900	800—3 200
— lungimea, m	1,5—2,5	1,5—3,0—6,0	2,0—31,0
— greutatea, t	3—30	1—14	max. 30
Dimensiunile interioare ale cuptorului, m	6,5×4,0×4,3	28,5×6,8	94,0×3,6
Capacitatea maximă a cuptorului, t	120	400	90
Productivitatea cuptorului, t/h	16 (la 70% încărcare caldă)	max. 100	max. 118 (încărcare caldă) max. 59 (încărcare rece)
Numărul arzătoarelor (pe zone)	2	6+6+6+6+8 (32)	30+2×36+6×24 (246)
Temperatura de încălzire a metalului, °C	max. 1 250	max. 1 250	max. 925
Combustibil	gaz metan cu 8 500 kcal/ Nm^3 sau bigaz cu 2 000 kcal/Nm^3		
Capacitatea calorică maximă, 10^6 kcal/h	7	60	27,3
Consumul de combustibil, kcal/kg	450 (încărcare rece)	400—450	160—170 (încărcare caldă) 300—310 (încărcare rece)
Temperatura de preîncălzire a aerului, °C	510—525	490—600	max. 450
Diverse	Macara de capace 35 t Cazan recuperator 2 t/h	4 şine de glisare răcite cu apă (400 m^3/h) Cazan recuperator 10 t/h	170 role Ø 360×3 460 mm, pasul 560 mm, v = 1,2—24 m/min (pt. deplasare) v = 1,2 m/min (pt. oscilare) v = 60 m/min (pt. scoatere rapidă)

Caracteristicile cajelor Tabela 2

Caracteristica	Caja verticală	Caja degrosisoare	Caja finisoare
Tipul cajei	Cu acţionare superioară, cu motoare verticale independente	Orizontală, cvarto — reversibilă	
Diametrul cilindrilor de lucru, mm (noi/uzaţi)	1 050/970	1 050/990	920/880
Diametrul cilindrilor de sprijin, mm (noi/uzaţi)	—	1 700/1 600	1 700/1600
Lungimea tăbliei, mm	1 200	3 300	3 300
Forţa maximă de laminare, tf	700	3 500	3 500
Momentul maxim de laminare, tfm	2×60	2×275	2×200
Viteza de laminare, m/s	± 0/2,2/5,5	± 0/2,2/4,4	±0/2,65/5,3
Cursa cilindrilor (noi), mm	800—3 300	max. 900	max. 390
Viteza de reglare a cilindrilor, mm/s	2×120	80	25
Diametrul × pasul şuruburilor de presiune, mm	310×30	525×50	525×30
Calitatea cilindrilor de lucru	Oţel turnat sau forjat 50—58 Sh	Oţel turnat sau forjat 50—58 Sh	Fontă aliată 60—65 Sh
Calitatea cilindrilor de sprijin	—	Fontă aliată 55—60 Sh Oţel turnat 42—48 Sh	Oţel turnat 42—48 Sh
Tipul lagărelor cilindrilor de lucru	Rulmenţi conici	Rulmenţi conici, 4 rînduri	Rulmenţi conici, 4 rînduri
Tipul lagărelor cilindrilor de sprijin	—	Frecare lichidă	Frecare lichidă
Echilibrarea cilindrilor		Hidraulic, 210 at	
Schimbarea cilindrilor de lucru	Podul rulment	Podul rulant şi dispozitiv „C"	
Schimbarea cilindrilor de sprijin	—	Cărucior	Cărucior
Role în cajă (buc. × diametru × lungime)	4× Ø 500×3 600	6× Ø 525 ×2 650	4×Ø 525×2 650
Secţiunea cadrului, cm^2	—	8 000	8 050
Greutatea cadrului, t	—	188	176
Acţionarea principală :			
— puterea nominală, CP	2× 1 425	2×6 500	2× 6 500
— turaţia, rot/min	±0—155/140—350	±0—44,2/40—80	±0—55—100 (110)
— momentul nominal, tfm	2×(6,6—2,9)	2×(105—57)	2×(85—37)
— momentul de declanşare, tfm	2×(17,2—5,8)	2×(275—115)	2×(200—64)
— bare de cuplare (diametrul × × lungime), mm	Ø 400×5 100	Ø 550×10 690	Ø 550×10 690
Acţionarea şuruburilor de presiune, CP	2×200/400	2×275/550	2×150/300

Tabela 3

Caracteristicile paturilor de răcire şi curăţare

Caracteristica	Pat de răcire pentru table peste 40 mm	Pat de răcire I	Pat de răcire II	Pat de curăţare I	Pat de curăţare II
Distanţa dintre axele căilor cu role, m	28,6 (lungimea totală 33)	35,0 (48,0 pentru table nominalizate)	45,0	18,0	18,0
Lăţimea patului, m	20,0	32,4	32,4	33,2	33,0
Dimensiunile materialului:					
— grosimea, mm	41—150	4—40	4—40	4—40	4—40
— lăţimea, mm	800—3 200	800—3 200	800—3 200	800—3 200	800—3 200
— lungimea maximă, m	20 (sau 2×10)	30,9 (sau 2×15,9)	30,9 (sau 2×15,9)	30,9 (sau 2×15,9)	30,9 (sau 2×15,9)
Secţiunea de alimentare:					
— tipul transportorului	cu împingător	cu lanţ, cu 2 degete fixe la 13 992 mm	cu lanţ, cu 2 degete fixel a 9 540 mm	—	—
— numărul de fire	—	10 (5+5)	10 (5+5)	—	—
— viteza, m/s	—	0,38	0,38	—	—
— puterea motorului, CP	—	4×35	2×35	—	—
Secţiunea de răcire (curăţare):					
— tipul transportorului	cu lanţ, cu degete	cu lanţ, cu 77 degete basculante la 636 mm	cu lanţ, cu 110 degete basculante la 636 mm	cu lanţ, cu role (2 transportoare identice)	cu lanţ cu role
— numărul de fire	7 (3+4)	10 (5+5)	10 (5+5)	10 (5+5)	10 (5+5)
— viteza, m/s	0,16/0,5	0,2	0,2	0,15 (tabla 0,30)	0,15 (tabla 0,30)
— puterea motorului, CP	2×204	2×200	2×200	2×75	2×75
Secţiunea de evacuare:					
— tipul transportorului	—	cu lanţ, cu 2 degete basculante la 11 448 mm	cu lanţ, cu 2 degete basculante la 13 992 mm	—	—
— numărul de fire	—	10 (5+5)	10 (5+5)	—	—
— viteza, m/s	—	0,38	0,38	—	—
— puterea motorului, CP	—	2×35	2×35	—	—
Diverse	Serveşte şi pentru transportul bramelor la foarfece	Cuprinde şi un transportor cu cablu pentru table normalizate	Cuprinde un răsturnător cu 14 (7+7) braţe, 2×200 CP	Cuprinde un dispozitiv de ridicare a lanţurilor şi un răsturnător cu 14 (7+7) braţe, 2×200 CP	Cuprinde un dispozitiv de ridicare a lanţurilor

Tabela 4

Caracteristicile maşinilor de îndreptat

Caracteristica	Maşina uşoară de îndreptat la cald (2 buc.)	Maşina grea de îndreptat la cald	Maşina uşoară de îndreptat la rece
Grosimea tablei, mm	4—28 (σ_r = 50 kgf/mm²) 4—20 (σ_r = 80 kgf/mm²) 4—15 (σ_r = 90 kgf/mm²)	8—40 (σ_r = 50 kgf/mm²) 8—28 (σ_r = 80 kgf/mm²) 8—20 (σ_r = 90 kgf/mm²)	4—20—24 (σ_r = 50 kgf/mm²) 4—14—17 (σ_r = 80 kgf/mm²)
Lăţimea tablei, mm	800—3 200	800—3 200	800—3 200
Temperatura tablei, °C	min. 650	min. 650	rece
Role de lucru :			
— numărul	5+2 superioare 6 inferioare	4+2 superioare 5 inferioare	5 superioare 6 inferioare
— diametrul, mm	180 (cele extreme 200)	310	210
— lungimea, mm	3 300	3 300	3 300
— pasul, mm	200	330	220
Role de sprijin :			
— numărul	5×2 superioare 6×2 inferioare — cvarto	4×2 superioare 5×2 inferioare — cvarto	5×3 superioare 6×3 inferioare — în V
— diametrul, mm	190	310	220
Viteza de îndreptare, m/min	24—70	20—60	20
Deschiderea maximă, mm	200	200	40
Motorul de acţionare	200/400 CP 420/840/1260 rot/min	300/600 CP 390/780/1170 rot/min	200 CP 600 rot/min
Diverse	Rîndul inferior de role poate fi înclinat	—	Rîndul superior de role poate fi basculat ; rolele inferioare de sprijin sînt reglabile

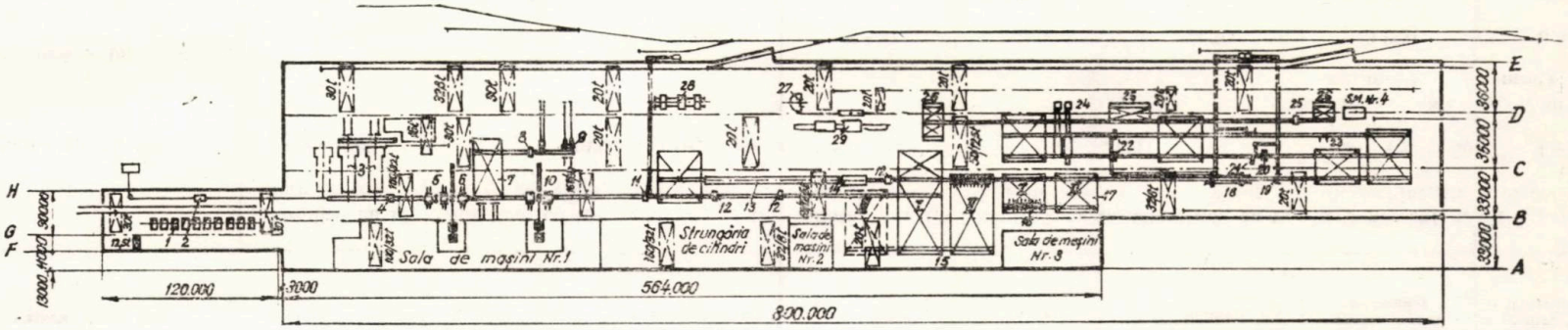


Fig. 3. Planul de ansamblu al laminorului :

1 — cuptoare adînci ; *2* — transfercar ; *3* — cuptoare cu propulsie ; *4* — cutie de destunderizare ; *5* — cajă verticală ; *6* — cajă degrosisoare ; *7* — transportor de brame ; *8* — foarfece de brame ; *9* — stivuitor de brame ; *10* — cajă finisoare ; *11* — foarfece de şutare şi divizare la cald ; *12* — maşină de îndreptat la cald ; *13* — cuptor cu role ; *14* — presă de călire ; *15* — paturi de răcire ; *16* — răsturnător de table ; *17* — paturi de curăţare ; *18* — maşină de trasat ; *19* — foarfece de probe şi şutare la rece ; *20* — foarfece cu discuri pentru tăierea marginilor ; *21* — foarfece cu discuri pentru tăiere longitudinală ; *22* — foarfece de debitare ; *23* — foarfece ghilotină pentru tăierea marginilor ; *24* — stivuitor pentru table scurte ; *25* — maşină de îndreptat la rece ; *26* — stivuitoare ; *27* — foarfece pentru forme speciale ; *28* — instalaţie de tăiere autogenă ; *29* — instalaţie de sablare.

Caracteristicile foarfecelor — Tabela 5

Caracteristica	Foarfece de brame	Foarfece de divizare şi şutare la cald	Foarfece de probe şi şutare la rece	Foarfece ghilotină pentru tăierea marginii (2 buc.)	Foarfece de debitare (2 buc.)	Foarfece de forme speciale	Foarfece cu discuri pentru tăierea marginilor	Foarfece cu discuri pentru tăierea longitudinală
Tipul	Hidraulic, cu tăiere de jos	Ghilotină, cu tăiere de sus şi jos	Ghilotină, cu tăiere de sus	Ghilotină, cu tăiere de sus	Ghilotină, cu tăiere de sus	Ghilotină, cu tăiere de sus	Cu 2 perechi de discuri inegale	Cu 1 pereche de discuri egale
Grosimea materialului, mm	max. 300	max. 40 (σ_r = 80 kgf/mm²); max. 33 (σ_r = 90 kgf/mm²)					4—20 (σ_r = 50 kgf/mm²) 4—14 (σ_r = 80 kgf/mm²)	4—20 (σ_r = 80 kgf/mm²)
Lăţimea maximă a materialului, mm	2 000	3 200	3 200	3 800	3 000	3 200	3 200	3 000
Temperatura, °C		min. 750	rece	rece	rece	rece	rece	rece
Forţa maximă, tf	2 900	200	600	600	600	600	—	—
Lungimea (diametrul) cuţitului, mm		3 600	3 400	4 000	3 400	4 650	Ø 385/1 540	Ø 915
Numărul de tăieri pe minut (viteza de tăiere)	3,15—6,15	12	7	7	7	7	24—72 m/min	24—72 m/min
Deschiderea cuţitelor, mm	550	225					500—3 300	1 726 (cursa batiului)
Puterea motorului, CP	3×320 (pompe de 460 l/min la 273 at)	375	2×280	2×280	2×280	2×280	200/550/550	100/300
Turaţia motorului, rot/min		390	750	750	750	750	300/780/900	300/920
Diverse	Cu opritor mobil	Cu împingător de şutaje şi opritor examotabil	Cu masă basculantă, cu opritoare pentru probe (300 şi 600 mm)	Cu cuţite auxiliare transversale	Cu masă basculantă, cu opritor mobil (2—15 m)	Cu masă basculantă şi role gît-lebădă	—	—
Foarfece de mărunţire a şutajelor :								
— forţa maximă, tf	—	370	370	370	370	—	—	—
— secţiunea maximă, mm	—	40×400	40×400	40×150	40×400	—	20×70	—
— nr. de tăieri pe minut (viteza de tăiere)	—	25	20	40	20	—	24—72 m/min	—
— puterea motorului, CP	—	100	100	100	100	—	100/300	—
— tipul	—	Ghilotină, cu tăiere de sus	Ghilotină, cu tăiere de sus (2 buc.)	Ghilotină cu tăiere de sus (2 buc.)	Ghilotină, cu tăiere de sus	—	volant (2 buc.)	—

fece de debitare), mașină de îndreptat la rece, stivuitoare. În afară de flux este montată o instalație de tăiere autogenă, un foarfece pentru forme speciale și o instalație de sablare.

Caracteristicile principale ale utilajelor de bază sînt cuprinse în tabelele 1—5 (tabela 1 : cuptoare ; tabela 2 : caje ; tabela 3 : paturi de răcire și curățare ; tabela 4 : mașini de îndreptat ; tabela 5 : foarfece).

În tabela 6 s-a comparat componența laminorului de la Galați cu cele mai caracteristice laminoare moderne de tablă groasă [1], [2], [3]. Din această comparație rezultă complexitatea ridicată a laminorului de la Galați.

Planul de ansamblu

Pentru întocmirea planului de ansamblu al laminorului au fost analizate numeroase variante de amplasare a utilajelor. Ținînd seamă de complexitatea procesului tehnologic, de la început a fost abandonată ideea unui plan de ansamblu fără întoarcerea fluxului. Această variantă ar fi dus, din prima etapă, la o lungime a laminorului de 1 400—1 500 m, ceea ce, pe lîngă dezavantajul unei soluții foarte neeconomice pentru planul general, n-ar fi permis soluționarea optimă a depozitării, sortării și expedierii tablelor și ar fi prezentat probleme dificile în privința transporturilor interne și în

Tabela 7

Caracteristicile halelor și podurilor rulante

Hala					Poduri rulante			
Simbolul	Denumirea	Deschiderea, m	Lungimea, m	Înălțimea pînă la calea de rulare, m	Tipul	Capacitatea, t	Deschiderea, m	Bucăți
G—H	Hala principală a cuptoarelor adînci	30	120	16	Cu clește (Tiegler)	30	28	2
F—G	Hala auxiliară a cuptoarelor adînci	11	120	18,5	Cu cîrlig	12,5	9	1
A—B	Hala sălilor de mașini, a strungăriei de cilindri și a paturilor de răcire	33	567	12				
	Sala de mașini nr. 1	33	182	12	Cu cîrlig	100/32	31	1
	Strungăria de cilindri	33	cca. 130	12	Cu cîrlig	160/32	31	1
					Cu cîrlig	32/8	31	1
	Zona paturilor de răcire				Cu magneți	20	31	1
B—C	Hala de laminare	33	803	17,2 și 12				
	Zona de laminare	33	241	17,2	Cu cîrlig	100/32	31	1
					Cu cîrlig	160/32	31	1
	Zona de ajustaj	33	562	12	Cu cîrlig	50/12,5	31	1
					Cu cîrlig	32/8	31	1
					Cu magneți	20	31	1
C—D	Hala ajustajului	36	800	17,2 și 12				
	Zona ajustajului de brame	36	238	17,2	Cu clește	30	34	1
					Semiportal cu magneți	16	18,5	1
	Zona ajustajului de table	36	562	12	Cu cîrlig	50/12,5	34	1
					Cu magneți	20	34	2
D—E	Hala depozitului de brame și table	36	800	12	Cu clește	30	34	2
					Cu cîrlig	32/8	34	1
					Cu magneți	20	34	4
					Semiportal cu magneți	20	15	2

Tabela 8

Suprafețele laminoarelor moderne de tablă groasă

Denumirea uzinei	Capacitatea de producție, mii t/an	Suprafața												Indice de suprafață, t/m²	
		Depozit de brame		Încălzire și laminare		Săli de mașini		Ajustaj		Depozit de table		Strungăria de cilindri și diverse		Total		cu depozit de brame	fără depozit de brame
		m²	%	m²	%	m²	%	m²	%	m²	%	m²	%	m²	%		
Yawata	750	6 700	10,8	8 200	13,2	3 700	6,0	28 300	45,4	12 200	19,8	3 000	4,8	61 900	100	12,1	13,6
Fuji	660	6 400	14,1	5 100	11,2	3 250	7,2	21 450	47,3	9 200	20,2	— [1]	—	45 400	100	14,5	16,9
Consett	500	14 900 [2]	22,3	6 750	10,1	1 520	2,3	30 270	45,3	13 260	20,0	— [1]	—	66 700	100	7,5	9,65
Oxelösund	360	5 400	13,8	5 400	13,8	1 500	3,9	15 400	39,5	11 300	29,0	— [1]	—	39 000	100	9,25	10,7
Kawasaki	840	8 600	14,3	8 600	14,3	2 750	4,6	22 250	37,5	16 200	27,0	1 500	2,5	59 900	100	14,0	16,4
Dunkerque-Et. I	350	10 800	20,1	5 280	9,8	3 780	7,0	24 500	45,4	7 700	14,3	1 800	3,4	53 860	100	6,5	8,1
Dunkerque-Et. II	840—960	36 600	24,7	10 500	7,1	5 400	3,7	64 200	43,2	31 500	21,3	— [1]	—	148 200	100	5,7—6,5	7,5—8,6
Gary	1 080	20 000	16,4	15 000	12,3	4 000	3,3	50 500	41,5	29 000	23,8	3 300	2,7	121 800	100	8,9	9,4
Taranto	350	6 300	10,8	9 240	15,9	2 112	3,6	22 750	39,5	14 560	25,1	2 930	5,1	57 892	100	6,05	6,8
Burns Harbor	650	13 800	20,2	8 560	12,7	2 900	4,3	26 200	38,4	13 800	20,2	2 900	4,2	68 160	100	9,5	11,9
Sumitomo	800	7 700	15,4	9 600 [3]	19,2	2 400	4,8	18 900	37,9	11 300	22,7	— [1]	—	49 900	100	16,0	18,9
Galați	1 000	8 400 [4]	7,8	12 600	11,7	9 600	8,9	41 620	38,8	28 580	26,5	6 850	6,3	107 655	100	9,3	10,8

1) Incluse în suprafețele celorlalte subsecții.
2) Din care 9 500 m² descoperit.
3) Din care 1 700 m² ajustaj de brame.
4) Ajustaj de brame.

privința posibilităților de extinderi viitoare, deoarece toate dezavantajele s-ar fi accentuat în cazul unei prelungiri ulterioare a halelor.

În final s-a adoptat soluția reprezentată în figura 3, care prezintă următoarele avantaje importante :

— în cursul procesului de fabricație nu apar încrucișări de fluxuri;

— elasticitate foarte mare în exploatare, permițînd funcționarea în cazul defecțiunii unei părți din laminor, precum și utilizarea rațională a tuturor agregatelor;

— încadrarea optimă a agregatelor de tratament termic în flux;

— posibilități de extinderi viitoare în scopul măririi capacității și lărgirii sortimentului.

După cum rezultă din figura 3, întoarcerea fluxului se face după foarfecele de probe și șutare la rece. În felul acesta se asigură o soluție optimă pentru liniile de tăiere și depozitul de table, precum și posibilitatea încadrării în flux secundar a unei linii continue de îmbunătățire într-o etapă ulterioară.

În tabela 7 sînt arătate dimensiunile halelor și podurilor rulante care deservesc laminorul. Lungimea și deschiderea halelor au fost determinate de procesul tehnologic, gabaritele utilajelor și lungimea maximă a tablelor, subliniind faptul că pentru două hale s-a ales deschiderea de 36 m pentru a permite montarea căii cu role de distribuție și a două linii de tăiere (hala C-D), respectiv pentru o utilizare rațională a suprafeței depozitului (hala D-E). Pasul stîlpilor a fost ales de 18 m (cu excepția halei cuptoarelor adînci, unde este de 15 m) din următoarele motive : *a*) în regiunea cuptoarelor cu propulsie pasul este obligatoriu de min. 18 m; *b*) în regiunea paturilor de răcire și a transportoarelor transversale dintre hale, distanța dintre doi stîlpi trebuie să fie de min. 35—36 m; *c*) ținînd seamă de natura solului de la Galați, pasul de 18 m este mai avantajos decît un pas mai mic (12 sau 15 m) în condițiile laminorului de tablă groasă.

În tabela 8 este arătată repartizarea suprafețelor subsecțiilor componente, comparativ cu alte laminoare moderne de tablă groasă [1], [2], [3]. Desigur, împărțirea este convențională deoarece nu există o delimitare precisă între subsecții; totuși se remarcă în toate cazurile ponderea importantă din suprafața totală afectată ajustajului (37,3 — 47,3%), față de suprafața ocupată de subsecția de încălzire și laminare (7,1—19,2%), ceea ce scoate în evidență complexitatea operațiilor de ajustaj și tratament termic la laminoarele moderne de tablă groasă. Diferențele mari dintre diversele laminoare în ceea ce privește suprafața depozitului de brame se explică prin existența unor depozite suplimentare — mai mari sau mai mici — , aparținînd slebingului. În tabela 8 se arată și indicele de suprafață (producția anuală : suprafața tota-

lă), care caracterizează complexitatea procesului tehnologic şi gradul de utilizare a utilajelor şi suprafeţelor. Pentru ca valorile rezultate să fie cît mai comparabile, pe lîngă indicele raportat la suprafaţa totală, a fost calculat şi indicele rezultat excluzînd depozitele de brame. Capacitatea nominală de producţie pentru laminorul de la Galaţi a fost considerată de 1 000 000 t/an, adică în ipoteza laminării exclusive din brame (cum este cazul la toate celelalte laminoare). Făcînd abstracţie de laminoarele din Japonia care se caracterizează printr-o complexitate mai mică a procesului tehnologic, un sortiment mai restrîns şi o greutate medie mai mare a tablelor, indicele de suprafaţă are valoarea de 5,7—9,5 t/m², respectiv 6,8—11,9 t/m² (fără depozitul de brame); laminorul de la Galaţi, cu toată complexitatea procesului tehnologic şi sortimentul foarte variat, are indicele de suprafaţă apropiat de limita superioară, ceea ce arată că planul de ansamblu adoptat asigură o utilizare optimă a agregatelor şi suprafeţelor.

Etapizarea

La proiectarea laminorului, o atenţie deosebită a fost acordată etapizării montării utilajelor, fiind analizată în mod special etapizarea următoarelor subsecţii: linia de laminare, liniile de tăiere şi tratamentul termic.

Majoritatea laminoarelor moderne de tablă groasă au o singură cajă orizontală reversibilă la unele însă s-a prevăzut posibilitatea montării în viitor a unei caje suplimentare (Consett, Dunkerque, Taranto, Gary). În cazul laminorului de la Galaţi ambele caje au fost montate de la început, deoarece producţia prevăzută pentru etapa I (600 000 t/an), ţinînd seamă de sortimentul laminorului şi de faptul că acesta este alimentat exclusiv cu lingouri, nu poate fi realizată cu o singură cajă.

La unele laminoare de tablă groasă se prevede o etapizare a liniilor de tăiere, montîndu-se, în general, la început, linia uşoară de tăiere şi apoi linia grea (Dunkerque). Laminorul de la Galaţi a fost dotat de la început cu ambele linii de tăiere, datorită sortimentului variat de table şi ţinînd seamă de faptul că diferenţa relativ redusă de timp între etapa I şi etapa a II-a (2—3 ani) nu justifică deranjamentele importante în producţie care s-ar fi produs la montarea ulterioară a unei linii de tăiere.

În prima etapă s-a prevăzut un cuptor continuu cu role şi o presă de călire care vor permite recoacerea, normalizarea, călirea şi revenirea tablelor de max. 40 mm grosime, temperatura maximă de tratament termic fiind de 925°C. În etapa a II-a urmează să se monteze un al doilea cuptor cu role destinat numai normalizării şi o instalaţie separată de îmbunătăţire, prevăzută cu un cuptor de călire, presă de călire, cuptor de revenire, maşină de îndreptat, foarfece de debitare, căi cu role, stivuitoare etc.

Pentru asigurarea capacităţii de producţie din etapa a II-a, s-a prevăzut un al treilea cuptor cu propulsie, un al treilea pat de răcire şi posibilitatea extinderii depozitului de table.

Pentru alimentarea cu brame din depozitul intermediar al slebingului, în etapa a II-a se vor monta utilajele respective (destivuitoare, căi cu role), iar pentru extinderea sortimentului şi îmbunătăţirea calităţii sînt prevăzute: un cuptor cu vatră păşitoare, o instalaţie de control cu ultrasunete, o maşină grea de îndreptat la rece şi un răsturnător în depozit.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor şi a benzilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[2] * * * *Fabricarea tablelor groase în Japonia.* Tetsu-to-hagane, nr. 8, 1961.

[3] Diestel P. *Neue Grobblechwalzwerke im In- und Auslad.* Klepzig Fachberichte, nr. 10, 1963.

Limitele valorii distanţei de strîngere la asamblarea calibrelor între ele şi la verificarea filetului special al prăjinilor grele de foraj

Ing. CTIN. ACHIŢEI
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 622.24.053

RANGE OF SCREWING UP DISTANCE IN WORKING GACE ASSEMBLING AND IN SPECIAL THREAD CONTROL FOR DRILL COLLARS

Permissible deviations for master gace and conical thread working gace influence control accuracy of special threads for drill collars. Having in view adjustment between master gace, between working gace and piece within the range of minimal and maximal values allowed by standards-necessity of close limited shop tolerances becomes obvious if a satisfactory product is to be obtained, irrespective of working gace type used for size checking.

LES LIMITES DE LA VALEUR DE LA DISTANCE DE SERRAGE LORS DE L'ASSEMBLAJE DES CALIBRES ET LORS DE LA VÉRIFICATION DU FILET SPÉCIAL DES MASSES TIGES

Les écarts admis pour les contrecalibres et pour les calibres à filet conique influent sur la précision du contrôle des filets spéciaux des masses tiges. Lorsque l'on veut assembler les contrecalibres, les calibres et le produit, avec application des valeurs minima et maxima des écarts admis par les standards, il faut réduire les écarts fixés pour les cotes de verification du produit, pour que celui-ci soit approprié à sa destination, sans faire de différence entre les calibres à l'aide desquels on exécute le contrôle.

Distanţa de strîngere S a unei perechi de calibre filetate conic, conform STAS 835—62 se defineşte ca distanţa dintre faţa frontală a calibrului inel şi faţa frontală a calibrului tampon, asamblate cu efort de strîngere prescris (fig. 1).

Faţa frontală a calibrului inel coincide cu planul de măsurare, la perechea de calibre cu cote nominale, iar faţa frontală a calibrului tampon, cu planul de bază sau capătul ieşirii filetului. Pentru filetul special al prăjinilor grele de foraj distanţa de strîngere prescrisă de STAS 835—62 este de 15,875 mm. Se va analiza influenţa abaterii la distanţa de strîngere şi a abaterii la diametrul flancurilor,

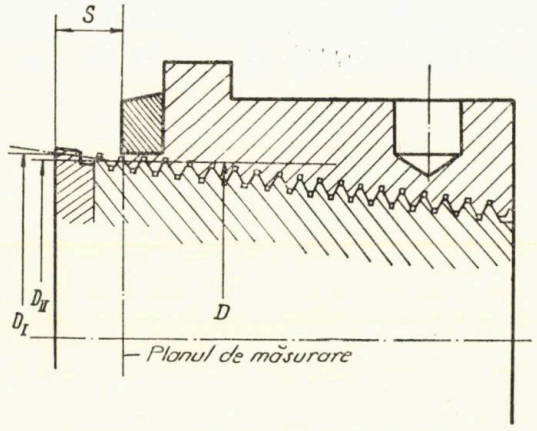


Fig. 1. Calibrul inel şi calibrul tampon asamblate.

realizate la contracalibre şi calibre, asupra preciziei controlului filetului prăjinilor grele de foraj.

La executarea calibrelor conform STAS 835—62 este admisă la distanţa de strîngere o abatere de $\pm$ 0,025 mm, pentru strîngerea obţinută la asamblarea calibrelor tampon şi inel din aceeaşi pereche, şi de $\pm$0,102 mm, la asamblarea calibrelor tampon şi inel din perechi diferite.

La diametrul flancurilor în planul de măsurare se admite o abatere de $\pm$ 0,01 mm. Aceste abateri admise la execuţia calibrelor duc la o variaţie a mărimii distanţei de strîngere la controlul filetului cu calibre. Variaţia mărimii distanţei de strîngere la controalele repetate cu calibre din diferite perechi poate determina rebutarea produsului, cu toate că atît calibrele cu care s-au făcut verificările, cît şi produsul filetat, la primul control, s-au încadrat în abaterile permise la standardele de fabricaţie.

Aspectul sesizat apare clar dacă se urmăreşte împerecherea dintre contracalibre, calibrele de control şi produsul filetat.

Asamblarea contracalibrelor inel şi tampon între ele. Împerecherea se face la contracalibrele de 5,9/16 inci, filet RS_2, STAS 835—62. S-au luat în considerare poziţia inelului şi cea a tamponului asamblate, pentru valorile : teoretică, minimă şi maximă a diametrului flancuriloc (D) în planul de măsurare şi a distanţei de strîngere (S).

În tabela 1 sînt redate valorile diametrului flancurilor în planul de măsurare şi ale distanţei de strîngere, precum şi valorile diametrului flancurilor în planul umărului la contracalibrul tampon filetat (D I) şi în planul feţei

la contracalibrul inel filetat (D II), calculate pentru împerecherile corespunzătoare abaterilor. Se constată că o pereche de contracalibre sînt corect executate, şi deci corespunzătoare normelor prescrise, indiferent la care din cele nouă poziţii se încadrează. Distanţa de strîngere (S) se menţine în limitele valorilor 15,875 ± ± 0,025 mm, iar diametrul flancurilor în planul de măsurare, în limita valorilor 132,944 ± ± 0,01 mm.

Asamblarea contracalibrului inel cu calibrul tampon de control. La aceste încrucişări s-au luat contracalibrele inel cu diametrul calculat al flancurilor în planul feţei (D II, tabela 1)

Tabela 1

Poziţia	Diametrul flancurilor în planul de măsurare D, mm	Diametrul flancurilor în planul umărului la contracalibrul tampon, D I, mm	Diametrul flancurilor în planul feţei la contracalibrul inel D II, mm	Distanţa de strîngere, S, mm
1	132,94400	136,91275	132,94400	15,875
2	132,93400	136,90275	132,93400	15,875
3	132,95400	136,92275	132,95400	15,875
4	132,94400	136,91275	132,95025	15,850
5	132,94400	136,91275	132,93775	15,900
6	132,93400	136,90275	132,94025	15,850
7	132,95400	136,92275	132,94775	15,900
8	132,94775	136,91675	132,95400	15,850
9	132,94025	136,90900	132,93400	15,900

şi calibrele tampon care la asamblare satisfac condiţia ca distanţa de strîngere (S) să se menţină în limita valorilor 15,875 ± 0,102 mm.

Din poziţiile 10 — 24 (tabela 2) de reţinut pentru cazul de faţă sînt numai poziţiile 13 şi

Tabela 2

Poziţia	Diametrul flancurilor în planul umărului la calibrul tampon, D I, mm	Diametrul flancurilor în planul feţei mufei la contracalibrul inel, D II, mm	Distanţa de strîngere S_1, mm
10	136,91275	132,94400	15,875
11	136,88725	132,94400	15,773
12	136,93825	132,94400	15,977
13	136,87725	132,93400	15,773
14	136,92825	132,93400	15,977
15	136,89725	132,95400	15,773
16	136,94825	132,95400	15,977
17	136,89350	132,95025	15,773
18	136,94450	132,95025	15,977
19	136,88100	132,93775	15,773
20	136,93217	132,93775	15,977
21	136,88450	132,94025	15,773
22	136,93467	132,94025	15,977
23	136,89100	132,94775	15,773
24	136,94217	132,94775	15,977

16, care prezintă D I minim şi D I maxim. Toate celelalte poziţii indică pentru D I valori intermediare.

Asamblarea contracalibrului tampon cu calibrul inel de lucru. Din poziţiile asamblării contracalibrelor tampon cu calibrele inel de lucru, indicate în tabela 3, sînt de reţinut

Tabela 3

Poziţia	Diametrul flancurilor în planul umărului la contracalibrul tampon, D I, mm	Diametrul flancurilor în planul feţei mufei la calibrul inel de lucru, D II, mm	Distanţa de strîngere, S_3, mm
25	136,91275	132,94600	15,875
26	136,91275	132,96950	15,773
27	136,91275	132,91833	15,977
28	136,90275	132,95950	15,773
29	136,90275	132,90833	15,977
30	136,92275	132,97950	15,773
31	136,92275	132,92833	15,977

poziţiile 29 şi 30, care dau valoarea maximă şi cea minimă pentru D II.

Cu calibrele tampon de lucru şi cu calibrele inel de lucru se controlează filetul la mufa şi cepul prăjinii grele de foraj.

Verificarea mufei filetate a prăjinii grele cu calibrul tampon de lucru filetat. Se va verifica produsul cu calibrul tampon filetat care are cel mai mic şi cel mai mare D I. După aceea se va determina mărimea D II la produs, în planul mufei. În tabela 4 sînt redate valorile constatate şi poziţiile de asamblare I, II, III şi IV ale mufei cu calibrul tampon.

Din tabela 2 se deduce că diametrul flancurilor filetului la calibrul tampon de lucru în planul umărului fiind de 136, 87725 şi 136,94825, diametrul flancurilor filetului la mufa produs, în planul feţei mufe, va fi egal cu :

$$136{,}87725 + \frac{0{,}102}{4} = 136{,}90275 \text{ mm.}$$

$$136{,}87725 + \frac{0{,}356}{4} = 136{,}96625 \text{ mm.}$$

$$136{,}94825 + \frac{0{,}102}{4} = 136{,}92275 \text{ mm.}$$

$$136{,}94825 + \frac{0{,}152}{4} = 136{,}98625 \text{ mm.}$$

Toate cele patru mufe controlate sînt corespunzătoare la verificarea cu calibrele tampon respective, ele înscriindu-se cu valorile $(S_1 - S) - 0{,}254$, conform standardului. Dacă se face un nou control, verificîndu-se mufa care are cel mai mare D II (adică egal cu 136,98625 mm) cu calibrul tampon al cărui D I este cel mai mic (adică egal cu 136,87725 mm) se obţine o diferenţă de nivel între faţa mufei şi cea a calibrului tampon de :

$(136{,}98625 - 136{,}87725) \cdot 4 = 0{,}436$ mm,

indicată în figura 2.

Deci o pătrundere a calibrului tampon de lucru în mufa produs cu 0,436 mm faţă de 0,356 mm admis de standard determină rebuta-

Tabela 4

Produsul și calibrul de control	D I al calibrului tampon de lucru, mm	S, mm	S_1, mm	$S_1 - S^{+0}$, mm	$S_1 - S^{-0,254}$, mm	D II al mufei la produs, mm	Poziția calibrului (I, II, III, IV)
Mufă-produs verificată cu calibrul tampon de lucru	136,87725	15,875	15,773	−0,102	//// ////	136,90275	I Calibrul intră în mufă cu 0,102 mm
	136,87725	15,875	15,773	////////	−0,356	136,96625	II Calibrul intră în mufă cu 0,356 mm
	136,94825	15,875	15,977	+0,102	//////////	136,92275	III Calibrul este în afara mufei cu 0,102 mm
	136,94825	15,875	15,977	///////	−0,152	136,98625	IV Calibrul intră în mufă cu 0,152 mm

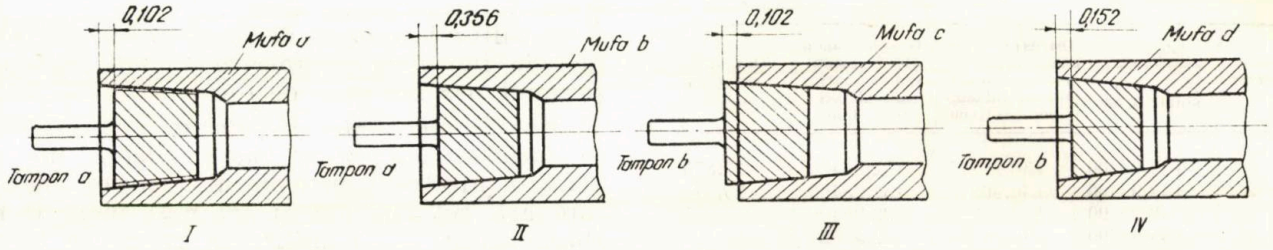
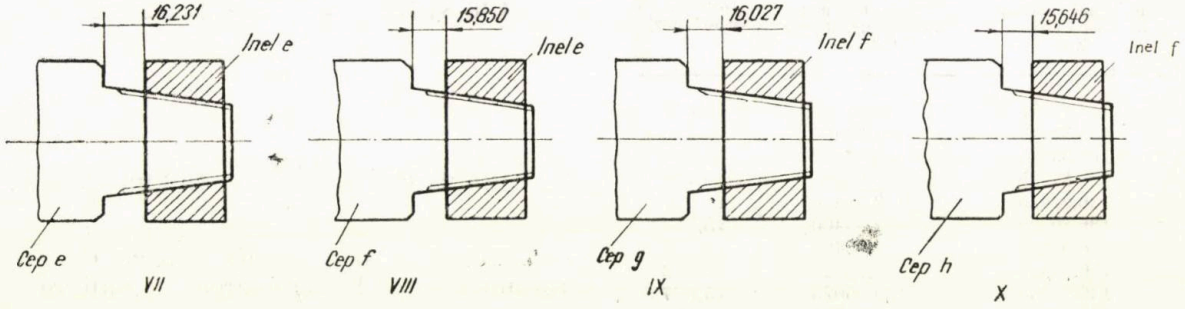


Tabela 5

Produsul și calibrul de control	D I al calibrului inel filetat, mm	S_2, mm	$S_2^{+0,254}$, mm	$S_2^{-0,127}$, mm	D I al cepului la produs, mm	Poziția calibrului (VII, VIII, IX, X)
Cep produs verificat cu calibrul inel de lucru	132,90833	15,977	16,231	//////////	136,96608	VII Cală maximă 16,231
	132,90833	15,977	//////////	15,850	136,87083	VIII Cală minimă 15,850
	132,97950	15,773	16,027	//////////	136,98625	IX Cală maximă 16,027
	132,97950	15,773	//////////	15,646	136,89100	X Cală minimă 15,646



rea produsului sau impune remanierea lui. Dacă se verifică mufa cu cel mai mic D II, cu calibrul tampon avînd cel mai mare D I, se obține diferența de nivel:

$$(\text{D II} - \text{D I}) \cdot \frac{1}{K} = (136{,}94825 - 136{,}90275) \cdot 4 =$$

$$= 0{,}182 \text{ mm, indicată în figura 3,}$$

deci o diferență de nivel între fața mufei și cea a calibrului tampon de lucru de 0,182 mm față de 0,102 mm admisă de standard. Ca atare produsul este necorespunzător și trebuie remediat.

Verificarea cepului filetat la produs cu calibrul inel filetat de lucru. Se va face verificarea produsului cu calibrul inel filetat care are cel mai mic și cel mai mare D II. După aceea se va determina mărimea D I la produs, în planul umărului de la cep. Rezultatele sînt redate în tabela 5.

Cala pentru calibrul inel de la pozițiile VII și VIII va avea un maxim de 16,231 mm și un minim de 15,850 mm, iar pentru pozițiile

IX şi X va avea un maxim de 16,027 mm şi un minim de 15,646 mm. Toate cele patru cepuri verificate conform schiţelor VII — X (tabela 5) sînt corespunzătoare, îndeplinind

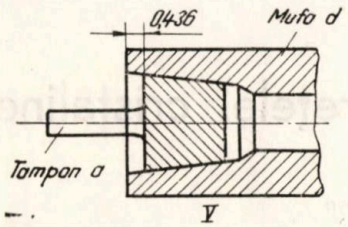


Fig. 2. Verificarea mufei cu calibrul tampon (poz. V).

condiţiile impuse de standard ($S_{2-0,127}^{+0,254}$). Dacă se face un nou control, verificîndu-se cepul cu cel mai mare D I (adică egal cu 136,98625 mm), cu calibrul inel al cărui D II este mai mic

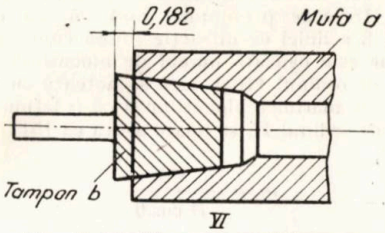


Fig. 3. Verificarea mufei cu calibrul tampon (poz. VI).

(adică egal cu 132,90833 mm) se obţine următoarea distanţă de înşurubare :

(136,98625 — 132,90833)·4 = 16,311, deci se depăşeşte cala maximă cu 16,311 — 16,231 = = 0,070 mm şi produsul este necorespunzător.

Dacă se verifică cepul cu cel mai mic D I cu calibrul inel al cărui D II este cel mai mare se obţine : (136,87083 — 132,97950)·4 = = 15,565 mm, deci se reduce cala minimă cu 15,646 — 15,565 = 0,081 mm.

În concluzie, este posibil ca prăjinile grele de foraj sau prăjinile de antrenare, livrate de uzina producătoare conform standardelor respective în vigoare, să fie considerate necorespunzătoare la beneficiar, şi aceasta datorită faptului că verificarea şi recepţia produselor fabricate se fac concomitent cu mai multe perechi de calibre, cu caracteristici diferite. Este indicat să se ia măsuri pentru eliminarea acestor situaţii care pot da naştere la litigii între producător şi beneficiar, şi anume :

— Verificarea tuturor calibrelor cu care se lucrează, inclusiv contracalibrele (sau etaloanele).

— Efectuarea de împerecheri între toate calibrele de aceeaşi dimensiune, cu care se lucrează, urmărindu-se să nu se depăşească cotele nominale, cu abaterile recalculate ca admisibile.

— Abaterile admise intern, la verificarea mufei-produs cu calibrul tampon filetat de lucru, pentru dimensiunea 5,9/16″, să fie stabilite la mărimea ($S_1 - S$) $^{-0,08\ \text{mm.}}_{-0,174\ \text{mm.}}$

— Abaterile admise intern, la verificarea cepului produs cu calibrul inel filetat de lucru, pentru aceeaşi dimensiune, să fie stabilite la mărimea $S_{2-0,047\ \text{mm}}^{+0,180\ \text{mm}}$.

— Să se verifice abaterile şi la celelalte dimensiuni de calibre, introducîndu-se intern corecturile rezultate.

BIBLIOGRAFIE

[1] STAS 325—61.

[2] STAS 835—62.

[3] *Manualul inginerului petrolist.* Vol. 41, capitolul VII, Garnitura de foraj.

[4] Aparin G.A. şi Gordeţki I. E. *Toleranţe şi măsuri tehnice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1956.

Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (II)

Conf. dr. ing. N. GERU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej"—Bucureşti

CZ 548.0

În articolul [1] au fost descrise succint cîteva dintre metodele fizice (metoda calorimetrică, dilatometrică, magnetică, metoda durităţii) şi cîteva dintre metodele de observare directă a defectelor de reţea (microscopie optică, electronică şi ionică). După cum s-a arătat, o a treia grupă de metodă pentru punerea în evidenţă a defectelor de reţea se bazează pe difracţia razelor X. Şi în acest caz multitudinea metodelor şi a aspectelor pe care le ridică problema face ca atenţia să fie îndreptată numai asupra unora dintre metodele care intră în această grupă.

Deoarece în ultimii ani prezintă un interes deosebit, în legătură cu explicarea bazelor teoretice ale tratamentelor termomecanice, studiul substructurii, determinarea dimensiunilor blocurilor în mozaic, a unghiurilor de dezorientare dintre blocuri, a densităţii de dislocaţii, în cele ce urmează se va aborda numai una din aceste probleme, şi anume : determinarea dimensiunilor blocurilor în mozaic şi a tensiunilor de ordinul II în cazul cînd dimensiunile blocurilor sînt foarte mici (mai mici de 10^{-5} cm) ; este cazul oţelurilor călite la martensită. Metoda folosită mai des pentru acest scop se bazează pe măsurarea lăţimii liniilor de difracţie.

Se ştie că roentgenograma unui material policristalin este alcătuită în toate cazurile din o serie de inele (sau linii) concentrice, fiecare inel (sau pereche de linii simetrice) fiind determinat de reflexia razelor X pe o anumită familie de plane cristaline. O roentgenogramă se caracterizează prin distanţa dintre liniile simetrice, intensitatea liniilor, intensitatea fondului, lăţimea liniilor etc. Pentru determinarea dimensiunii blocurilor în mozaic (sau altfel spus, a domeniilor de dispersie coerentă) prezintă interes lăţimea reală β a liniilor de difracţie.

Liniile de pe roentgenogramele Debye — Sherrer pot fi :

a — continue şi late, dacă dimensiunile cristalelor sînt mai mici de 10^{-5} cm ;

b — continue şi înguste, dacă dimensiunile cristalelor sînt între 10^{-5} şi 10^{-3} cm ;

c — formate din puncte, dacă domeniile cristalelor sînt mai mari de 10^{-3} cm.

Între forma liniilor de difracţie şi structura materialelor există deci o strînsă legătură ; cunoscînd această legătură, se pot determina multe din elementele structurii fine, de exemplu mărimea blocurilor în mozaic, tensiunile de ordinul II şi densitatea dislocaţiilor. Aceste caracteristici, în cazul materialelor metalice cu structură foarte fină (grăunţi sau blocuri mai mici de 10^{-5} cm), sînt strîns legate de lăţimea liniilor de difracţie. Un prim factor care determină lăţimea liniilor de difracţie de pe o roentgenogramă îl reprezintă structura materialului sau, mai precis, dimensiunile blocurilor în mozaic şi tensiunile de ordinul II. De precizat că prin tensiuni de ordinul II se înţeleg tensiunile care se echilibrează la nivelul grăuntelui cristalin sau la nivelul unui bloc în mozaic.

În afară de factorii structurali, lăţimea liniilor de pe roentgenogramă este determinată şi de condiţiile experimentale, de exemplu de neomogenitatea radiaţiei, de condiţiile de roentgenografiere, de diametrul probei etc. Pentru determinarea dimensiunii blocurilor în mozaic şi a tensiunilor de ordinul II este necesar să se cunoască nu lăţimea totală *B* a liniei difracţiei, ci lăţimea reală β a liniei, adică acea lăţime cauzată numai de factorii structurali (tensiuni şi blocuri în mozaic). Această lăţime se obţine prin excluderea influenţei factorilor geometrici asupra lăţimii liniei de interferenţă, lucru realizabil fie prin metode analitice, fie mai bine pe cale experimentală, cu ajutorul unui etalon. Determinarea lăţimii reale β a unei linii de difracţie din lăţimea măsurată *B* constituie o problemă foarte importantă care necesită calcule şi operaţii nu tocmai simple [2], [3], [4]. Dacă se presupune însă că s-a determinat lăţimea reală β a liniei de difracţie (după cum s-a subliniat această lăţime este cauzată numai de blocurile în mozaic şi de tensiunile de ordinul II) şi dacă se notează cu *m* lăţimea liniei produse de mărimea blocurilor şi cu *n* lăţimea produsă de tensiunile de ordinul II, se poate arăta că [5] :

$$m = \frac{C\lambda}{D\cos\theta} \qquad (1)$$

şi

$$n = 4\frac{\Delta a}{a}\operatorname{tg}\theta \qquad (2)$$

În relaţiile (1) şi (2) θ este unghiul de difracţie ; λ — lungimea de undă a razelor X folosite ; *D* — dimensiunea medie a blocurilor în mozaic ; *C* — constantă aproximativ egală cu unitatea ; *a* — perioada reţelei cristaline ; Δa — abaterea maximă de la această valoare ; $\frac{\Delta a}{a}$ — deformarea de ordinul II a reţelei cristaline.

Din relaţiile (1) şi (2) rezultă că lăţirea liniei de difracţie, determinată de dispersia blocurilor, este proporţională cu secanta unghiului de difracţie, iar lăţirea cauzată de tensiunile de ordinul II, cu tangenta acestui unghi. Ca urmare, considerînd o aceeaşi linie de difracţie obţinută succesiv cu radiaţii cu lungimi de undă diferită λ_1, λ_2 ....., linia de difracţie va avea lăţimi β_1, β_2 ..... diferite, în funcţie de mărimea unghiului θ care îi corespunde*. Fie β_1 şi β_2 lăţimile unei aceeaşi linii de difracţie obţinute prima cu lungimea de undă λ_1, iar a doua, cu lungimea de undă λ_2. Dacă raportul $\beta_1 : \beta_2$ corespunde raportului secantelor unghiului de difracţie $\left(\text{adică raportul } \frac{\lambda_1}{\lambda_2}\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1}\right)$, lăţirea liniei este provocată de dispersia blocurilor în mozaic ; dacă raportul $\beta_1 : \beta_2$ corespunde raportului tangentelor $\left(\text{adică raportul } \frac{\operatorname{tg}\theta_2}{\operatorname{tg}\theta_1}\right)$, lăţirea liniei este cauzată de tensiunile de ordinul II, iar dacă raportul $\beta_1 : \beta_2$ are o valoare cuprinsă între $\frac{\lambda_1}{\lambda_2}\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1}$ şi $\frac{\operatorname{tg}\theta_2}{\operatorname{tg}\theta_1}$ lăţirea liniei de difracţie este cauzată atît de dispersia blocurilor, cît şi de tensiunile de ordinul II. Deoarece prin deformare plastică la rece sau prin tratamente termice

* $\sin\theta_1 = \frac{\lambda_1}{2a}\sqrt{h_1^2+k_1^2+l_1^2}$; $\sin\theta_2 = \frac{\lambda_2}{2a}\sqrt{h_1^2+k_1^2+l_1^2}$ etc.

se produce atît o dispersie a blocurilor în mozaic, cît şi creşterea tensiunilor de ordinul II, raportul lăţirii liniilor de difracţie în funcţie de unghiul de difracţie are o valoare intermediară între raportul secantelor şi raportul tangentelor.

Cunoscînd lăţimea reală β a unei linii de difracţie, pentru a determina mărimea D a blocurilor în mozaic şi mărimea tensiunilor de ordinul II, este necesar să se cunoască legătura dintre lăţimea reală β a liniei, lăţimea m cauzată de dispersia blocurilor şi lăţimea n cauzată de tensiunile de ordinul II. Se poate arăta că între aceste trei mărimi există următoarea relaţie [5]:

$$\beta = \frac{n \cdot m}{\int N(x)\, M(x) \cdot dx} \tag{3}$$

În această relaţie $N(x)$ reprezintă funcţia de distribuţie a numărului de blocuri după abaterea parametrului $\frac{da}{a}$, iar $M(x)$, funcţia de distribuţie a intensităţii în linia de difracţie, a cărei lăţime a fost cauzată numai de dispersia blocurilor.

Pentru a folosi ecuaţia (3) la determinarea lăţimilor m şi n, trebuie să se cunoască funcţiile $M(x)$ şi $N(x)$; pentru aceste funcţii se poate folosi una din expresiile:

$$e^{-\alpha x^2} \tag{4, a}$$

$$\frac{1}{1 + \lambda x^2} \tag{4, b}$$

$$\frac{1}{(1 + \alpha x^2)^2} \tag{4, c}$$

Determinarea corectă a tensiunilor reţelei şi a dimensiunilor blocurilor impune să se precizeze care din expresiile (4) corespund funcţiilor $M(x)$ şi $N(x)$; acest lucru se poate realiza pe cale experimentală fără mari dificultăţi. Pentru aliajele Fe-C se găseşte că:

$$N(x) = \frac{1}{(1 + \alpha x^2)^2} \tag{5}$$

iar

$$M(x) = \frac{1}{1 + \alpha x^2} \tag{6}$$

Substituind relaţiile (5) şi (6) în relaţia (3), se obţine, după unele calcule asupra cărora nu se insistă, legătura dintre β, m şi n în cazul aliajelor Fe-C [5]:

$$\beta = \frac{(m + 2n)^2}{m + 4n} \tag{7}$$

Relaţia (7), valabilă pentru aliajele pe bază de fier, leagă lăţimile n şi m condiţionate de tensiunile de ordinul II, măsurate în cazul reţelei cubice prin $\frac{\Delta a}{a}$, şi de dimensiunile D ale blocurilor în mozaic de lăţimea reală β a liniei de difracţie.

Pentru a determina cu ajutorul relaţiei (7) lăţimile n şi m sînt necesare două ecuaţii. Aceste două ecuaţii se obţin fie folosind o singură radiaţie şi considerînd două linii de difracţie situate la unghiurile θ_1 şi θ_2, fie folosind două radiaţii cu lungime de undă diferită şi considerînd două linii de difracţie obţinute, prima cu una din radiaţii iar a doua cu cealaltă radiaţie, linii care trebuie să fie situate la unghiuri de difracţie egale sau foarte apropiate.

Dacă se consideră metoda cu o singură radiaţie, conform relaţiilor:

$$m = \frac{C\lambda}{D \cos\theta} \qquad n = 4\frac{\Delta a}{a} \operatorname{tg}\theta,$$

se poate scrie:

– pentru linia situată la unghiul θ_1:

$$m_1 = \frac{C\lambda}{D \cos\theta_1} \text{ şi } n_1 = 4\frac{\Delta a}{a} \operatorname{tg}\theta_1;$$

– pentru linia situată la unghiul θ_2:

$$m_2 = \frac{C}{D \cos\theta_2} \text{ şi } n_2 = 4\frac{\Delta a}{a} \operatorname{tg}\theta_2.$$

Mai departe:

$$r = \frac{m_2}{m_1} = \frac{\sec\theta_2}{\sec\theta_1} \tag{8, a}$$

şi

$$s = \frac{n_2}{n_1} = \frac{\operatorname{tg}\theta_2}{\operatorname{tg}\theta_1} \tag{8,b}$$

Notînd:

$$\frac{m_1}{\beta_1} = M_1 \text{ şi } \frac{m_2}{\beta_2} = M_2; \quad \frac{n_1}{\beta_1} = N_1 \text{ şi } \frac{n_2}{\beta_2} = N_2,$$

unde:

β_1 şi β_2 sînt lăţimile reale ale celor două linii considerate, şi substituind pe m_1, m_2, n_1 şi n_2 în relaţia (7), se obţine:

$$\beta_1 = \frac{(m_1 + 2n_1)^2}{m_1 + 4n_1} = \frac{\left(\frac{m_2}{r} + 2\frac{n_2}{s}\right)}{\frac{m_2}{r} + \frac{4n_2}{s}} = \frac{\left(\frac{\beta_2 M_2}{r} + \frac{2\beta_2 N_2}{s}\right)^2}{\frac{\beta_2 M_2}{r} + \frac{4\beta_2 N_2}{s}},$$

de unde rezultă:

$$\frac{\beta_1}{\beta_2} = \frac{\left(\frac{M_2}{r} + \frac{2N_2}{s}\right)^2}{\frac{M_2}{r} + \frac{4N_2}{s}} = \frac{1}{k}, \tag{9}$$

unde

$$k = \frac{\beta_2}{\beta_1}.$$

Mai departe se poate scrie însă:

$$\beta_2 = \frac{(m_2 + 2n_2)^2}{m_2 + 4n_2} = \frac{(\beta_2 M_2 + 2\beta_2 N_2)^2}{\beta_2 M_2 + 4\beta_2 N_2}$$

de unde:

$$\frac{(M_2 + 2N_2)^2}{M_2 + 4N_2} = 1 \tag{10}$$

Eliminînd pe M_2 din ecuaţiile (9) şi (10), se obţine ecuaţia:

$$\frac{\frac{1}{er}(1 - 4N_2 + \sqrt{8N_2 + 1}) + \frac{4N_2}{s}}{\left[\frac{1}{2r}(1 - 4N_2 + \sqrt{8N_2 + 1}) + \frac{2N_2}{s}\right]^2} = K \tag{11}$$

Mărimile din această ecuaţie fiind cunoscute, cu excepţia mărimii N_2, se poate calcula N_2 şi, după aceea, din ecuaţia (10) se determină M_2. Cunoscînd pe N_2 şi M_2, din ecuaţia $\frac{n_2}{\beta_2} = N_2$, se determină n_2, iar din ecuaţia $\frac{m_2}{\beta_2} = M_2$ rezultă m_2.

După aceea, folosind relaţia $D = \frac{C\lambda}{m \cos\theta}$, în care: $C = 1$, λ este cunoscut (lungimea de undă a radiaţiei folosite); θ este cunoscut şi m este cunoscut (m_2), se

determină dimensiunea blocurilor în mozaic. Pentru determinarea tensiunilor de ordinul II se foloseşte relaţia $n = 4\frac{\Delta a}{a} \cdot \operatorname{tg}\theta$, din care singura necunoscută este deformarea reţelei $\frac{\Delta a}{a}$, deoarece $n = n_2$ şi θ este de asemenea cunoscut; se determină deci deformarea $\varepsilon = \frac{\Delta a}{a}$; pentru determinarea tensiunilor se foloseşte relaţia $\sigma = E\varepsilon = \frac{\Delta a}{a} \cdot E$, unde E este modulul de elasticitate.

Determinarea se uşurează mult dacă se stabilesc valori fixe pentru r şi s adică dacă se fixează care sînt cele două linii de difracţie cu care se va lucra. În cazul aliajelor pe bază de fier se lucrează cu radiaţie $K\alpha$ emisă de un tub cu anticatodă de fier, deci $\lambda_{K\alpha} = 1{,}93$ Å şi se consideră liniile (110) şi (220); în aceste condiţii: $r = \frac{m_2}{m_1} = \frac{\sec\theta_2}{\sec\theta_1} = 3$, iar $s = \frac{n_2}{n_1} = \frac{\operatorname{tg}\theta_2}{\operatorname{tg}\theta_1} = 6$. Pentru aceste valori ale lui r şi s se poate trasa o diagramă de variaţie a mărimilor M_2 şi N_2 în funcţie de K; o astfel de diagramă pentru $r = 3$ şi $s = 6$ este trasată în figura 1.

Determinarea în acest caz se reduce la următoarele:

— se determină lăţimile reale β_1 şi β_2 ale liniilor de difracţie considerate (în cazul fierului liniile (110) şi (220);

— se face raportul $\frac{\beta_1}{\beta_2}$;

— cu ajutorul graficului din figura 1 se determină mărimile M_2 şi N_2;

— cu ajutorul relaţiilor $M_2 = \frac{m_2}{\beta_2}$ şi $N_2 = \frac{n_2}{\beta_2}$ se determină m_2 şi n_2;

— cu ajutorul relaţiilor $m = \frac{C\lambda}{D\cos\theta}$ şi $n = 4\frac{\Delta a}{a} \cdot \operatorname{tg}\theta$ şi $\sigma = \frac{\Delta a}{a} = E$, se determină mărimea blocurilor D şi tensiunile de ordinul II.

Exemplu: S-a considerat un oţel cu 0,2% C, care a fost călit de la 920°C şi revenit la 200°C; lăţimile reale ale liniilor de difracţie $\beta_{(110)}$ şi $\beta_{(220)}$ sînt: $\beta_{(110)} = 4{,}0 \cdot 10^{-3}$ radiani şi $\beta_{(220)} = 20 \cdot 10^{-3}$ radiani.

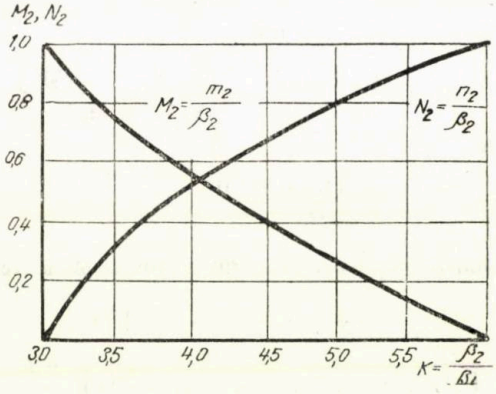


Fig. 1. Variaţia mărimilor M_2 şi N_2 în funcţie de K pentru $r = 3$ şi $s = 6$.

Raportul $\frac{\beta_{(220)}}{\beta_{(110)}} = 5$. Din figura 1 rezultă:

$$M_{(220)} = \frac{m_{(220)}}{\beta_{(220)}} = 0{,}24 \text{ şi } N_{(220)} = \frac{n_{(220)}}{\beta_{(220)}} = 0{,}8,$$

deci:

$$m_{(220)} = 0{,}24 \cdot 20 \cdot 10^{-3} = 4{,}8 \cdot 10^{-3} \text{ rad}$$

şi

$$n_{(220)} = 0{,}8 \cdot 20 \cdot 10^{-3} = 16 \cdot 10^{-3} \text{ rad}$$

Deoarece $\theta_{(220)\alpha} = 72°30'$ $\cos\theta_{(220)\alpha} = 0{,}3$, rezultă că mărimea blocurilor $D = \frac{1{,}93 \cdot 10^{-8}}{4{,}8 \cdot 10^{-3} \cdot 0{,}3} = 13{,}8 \cdot 10^{-6}$ cm, iar mărimea deformaţiei reţelei:

$$\frac{\Delta a}{a} = \frac{n}{4\operatorname{tg}\theta} = \frac{16 \cdot 10^{-3}}{4 \cdot 3{,}17}$$

$$\frac{\Delta a}{a} = 1{,}25 \cdot 10^{-3}.$$

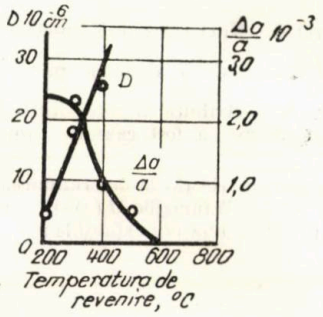


Fig. 2. Variaţia dimensiunii D a blocurilor în mozaic şi a tensiunilor de ordinul II, în funcţie de temperatura de revenire.

Tensiunile de ordinul II

$$\sigma = \frac{\Delta a}{a} E$$

deci:

$$\sigma = 1{,}25 \cdot 10^{-3} \cdot 21 \cdot 10^{3} \approx 26 \text{ kgf/mm}^2$$

$$(E \approx 21 \cdot 10^{3} \text{ kgf/mm}^2).$$

Dacă se consideră şi alte temperaturi de revenire, se găseşte că mărirea blocurilor în mozaic şi tensiunile de ordinul II variază cu temperatura de revenire ca în figura 2[6].

În continuare se va examina succint metoda cu două radiaţii, presupunînd că una din radiaţii are lungimea de undă λ_1, iar alta, lungimea de undă λ_2. După cum s-a arătat, în acest caz se consideră două linii de difracţie: prima obţinută cu λ_1, iar a doua, cu radiaţia λ_2, care se găsesc la unghiuri de difracţie θ_1 şi θ_2 egale sau foarte apropiate.

Se poate deci scrie:

$$r = \frac{m_2}{m_1} = \frac{C\frac{\lambda_2}{D\cos\theta_2}}{C\frac{\lambda_1}{D\cos\theta_1}} = \frac{\lambda_2}{\lambda_1}\frac{\sec\theta_2}{\sec\theta_1} \qquad (12)$$

$$s = \frac{m_2}{m_1} = \frac{4\frac{\Delta a}{a}\operatorname{tg}\theta_2}{4\frac{\Delta a}{a}\operatorname{tg}\theta_1} = \frac{\operatorname{tg}\theta_2}{\operatorname{tg}\theta_1} \qquad (13)$$

Se poate arăta că dacă $\frac{\beta_{\lambda_1}}{\beta_{\lambda_2}} = 1$, lăţimea liniilor este cauzată numai de tensiunile de ordinul II, iar dacă $\frac{\beta_{\lambda_1}}{\beta_{\lambda_2}} = \frac{\lambda_1}{\lambda_2}$, lăţimea liniilor este cauzată numai de dispersia blocurilor. La valori ale raportului $\frac{\beta_{\lambda_1}}{\beta_{\lambda_2}}$ cuprinse între 1 şi $\frac{\lambda_1}{\lambda_2}$ lăţimea liniilor de difracţie este cauzată atît de dispersia blocurilor,

cît şi de tensiunile de ordinul II. Acest fapt arată că mărimea blocurilor trebuie calculată după liniile obţinute cu radiaţia cu lungime de undă mare, iar tensiunile de ordinul II, după liniile obţinute cu radiaţia cu lungime de undă mică.

Pentru cercetarea aliajelor pe bază de fier se folosesc liniile (211) şi (651), respectiv (732), obţinute prima cu radiaţie de crom, iar ultimele, cu radiaţie de molibden. Aceste linii sînt situate practic la acelaşi unghi ($\theta_1 \approx \theta_2 \sim 78°$).

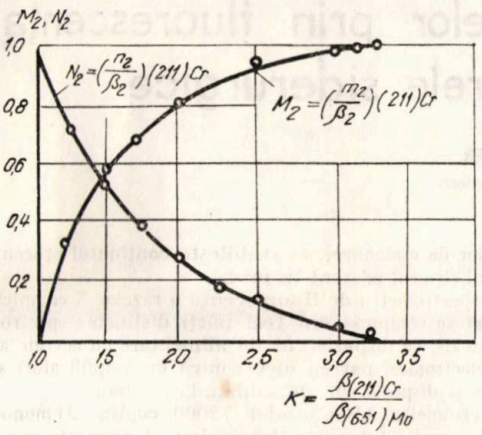


Fig. 3. Graficul separării influenţei tensiunilo. de ordinul II şi a influenţei dimensiunilor blocurilor mozaic la roentgenografierea oţelurilor cu radiaţii de Cr şi Mo, pentru $s = 1$ şi $r = 3{,}2$.

Calculele se fac ca şi la metoda cu o singură radiaţie, însă şi la această metodă, pentru a simplifica determinările, se foloseşte metoda grafică; în figura 3 este dat graficul pentru separarea influenţei tensiunilor de ordinul II şi a dimensiunilor blocurilor în mozaic, la roentgenografierea oţelurilor cu radiaţie de Cr şi Mo pentru $s = 1$ şi $r = 3{,}2$ [2].

Mărimile M_2 şi N_2 din această diagramă au aceeaşi semnificaţie ca şi la metodele cu o singură radiaţie.

Cunoscînd dimensiunea blocurilor în mozaic, se pot obţine informaţii privind densitatea dislocaţiilor. De menţionat că, în cele ce urmează, prin densitate de dislocaţii se va înţelege fie lungimea dislocaţiilor din unitatea de volum — definiţie aplicabilă la oricare dintre distribuţiile posibile de dislocaţii —, fie numărul de dislocaţii care intersectează unitatea de suprafaţă — definiţie corectă numai pentru dislocaţiile distribuite paralel (familie de dislocaţie paralele); şi într-un caz şi în altul dimensiunile acestei mărimi sînt cm^{-2}.

Admiţînd că dislocaţiile se găsesc numai în sublimite pe feţele blocurilor în mozaic, că blocurile au formă cubică cu latura D şi că pe faţa unui bloc se găsesc n dislocaţii, lungimea totală de dislocaţii care revine pe bloc este egală cu $\frac{6nD}{2}$, factorul 1/2 fiind introdus deoarece o sublimită este comună pentru două blocuri [7].

Numărul de blocuri pe unitatea de volum fiind $1/D^3$, densitatea de dislocaţii va fi deci egală cu :

$$\rho = \frac{6nD}{2D^3} = \frac{3n}{D^2} \qquad (14)$$

Dacă se cunoaşte deci numărul n de dislocaţii de pe suprafaţa unui bloc, se poate calcula densitatea de dislocaţii cu ajutorul acestei relaţii; pentru $n = 1$ se obţine valoarea minimă a densităţii de dislocaţii, care corespunde metalelor recoapte sau foarte puternic deformate, în care dislocaţiile sînt distribuite fără nici o ordine.

Pentru determinarea densităţii de dislocaţii se poate face şi următorul raţionament : prin deformare plastică sau prin călire numărul de dislocaţii se măreşte, mărindu-se totodată şi energia de deformare plastică a cristalului, ca urmare a formării noilor dislocaţii. Cunoscînd energia de deformare elastică U_e a cristalului şi energia unei dislocaţii U_d, densitatea de dislocaţii U_d este :

$$\rho = \frac{U_e}{U_d} \qquad (15)$$

Energia de deformare elastică este $U_e = \frac{3}{2} E \bar{e}^2$ unde E este modulul de elasticitate longitudinală, iar $\bar{e}^2$ — deformarea pătratică medie. Deformarea pătratică medie $\bar{e}^2$ este proporţională cu pătratul lăţimii reale β a liniei de difracţie :

$$\bar{e}^2 = \beta^2 \qquad (16$$

Ca urmare :

$$U_e = \frac{3EA\beta^2}{2}.$$

Ţinînd seamă că pentru o dislocaţie în spirală :

$$U_d = \frac{Gb^2}{4\pi} \ln \frac{r}{r_0},$$

rezultă pentru ρ relaţia :

$$\rho = \frac{3 \cdot EA\beta^2}{2} \cdot \frac{4\pi}{Gb^2 \ln \frac{r}{r_0}} = \frac{k\beta^2}{b^2}, \text{ cm}^{-2} \qquad (17)$$

unde :

$$k = \frac{b\pi EA}{G \ln \frac{r}{r_0}}.$$

Pentru oţeluri se determină prin calcul că mărimea k este aproximativ egală cu 15, iar b, vectorul Burgers, este aproximativ egal cu $2{,}5 \cdot 10^{-8}$cm.

Relaţia (17) devine deci, pentru oţeluri :

$$\rho \approx 0{,}2\beta^2 \cdot 10^{11} \qquad (18)$$

unde β se exprimă în radiani $\times 10^{-3}$.

BIBLIOGRAFIE

[1] Geru N. *Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (I).* Metalurgia nr. 1, 1969, p. 67.

[2] * * * *Rentgenografia v fiziceskom metallovedenii.* Moscova, 1961, Metallurghizdat.

[3] Kaceanov N. N. şi Mirkin L. I. *Rentgenostrukturnîi analiz.* Moscova, 1960, Maşghiz.

[4] Gorelik S. S., Rostorguev L. N. şi Scacov Iu. A. *Rentgenograficeski i elektronograficeskii analiz metallov.* Moscova, Gosudarstvennoe Naucinotehniceskoe izdatelstvo literaturî po cernoi i ţvetnoi metallurghii, 1963, p. 122.

[5] Lisak L. I. Voprosî fiziki metallov i metallovedenie, nr. 5, 1954, Kiev, Izdatelstvo Akademii Nauk Ukrainskoi C. C. R., p. 45.

[6] Mirkin L. I. şi Umanskii Ia. S. *Fizica metallov i metallovedenie,* vol. IX, fasc. 6, 1960, p. 898.

[7] Williamson G. K. şi Smallman R. E. Phil. Mag. nr. 1, 1956, p. 34.

Perspectivele utilizării metodelor prin fluorescenţa razelor X în laboratoarele siderurgice

Chim. N. CHINDLER
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.1.013.5 : 061.6 : 543.426

Progresele realizate în siderurgie în ultimul timp, prin îmbunătăţirea continuă a proceselor tehnologice şi prin automatizarea din ce în ce mai avansată a conducerii agregatelor, au generat necesitatea de a se efectua analize din ce în ce mai rapide şi aproape continue.

Deşi prin perfecţionarea metodelor de analiză chimică şi prin introducerea metodelor fizico-chimice de analiză, în special a celor fotometrice şi spectrofotometrice, timpii de analiză s-au redus considerabil, durata determinărilor nu a fost de natură să satisfacă exigenţele secţiilor productive, în condiţiile conducerii raţionale a proceselor de producţie.

Progresele înregistrate după cel de-al II-lea război mondial, privind perfecţionarea constructivă a aparaturii spectrale de emisie cu înregistrare directă, lucrînd în atmosferă de gaz inert, au permis atît determinarea rapidă a tuturor componenţilor oţelului şi a fontei, cu excepţia gazelor, cît şi analiza rapidă a zgurelor.

Aparatele moderne de acest gen sînt robuste, sigure în funcţionare şi pot fi montate chiar pe platforma oţelăriilor sau a furnalelor.

O dovadă a deplinei satisfacţii date de aparatura spectrală de emisie, cu înregistrare directă a rezultatelor, este faptul că 90% din producţia de oţel şi de fontă a ţărilor Pieţei Comune este controlată cu astfel de metode [1].

Metodele spectrale de emisie se aplică pe scară din ce în ce mai largă atît la analiza materiilor prime şi a materialelor nemetalice (minereuri, fondanţi, zgure, materiale refractare), cît şi la analiza unor materiale metalice cu conţinuturi ridicate ale unora din componenţi, cum sînt feroaliajele şi oţelurile înalt aliate [2], [3], [4],[5]. În aceste cazuri analiza prin fluorescenţa razelor X prezintă avantaje nete faţă de metodele spectrale, oferind o precizie superioară în domeniul analitic al concentraţiilor mari şi o operativitate mai ridicată în analiza materialelor sub formă de pulbere, ca urmare a eliminării, în unele cazuri, a unor operaţii (pastilare, topire cu fondanţi etc.) indispensabile pentru pregătirea materialului în vederea efectuării analizei spectrale.

Din motivele expuse analiza prin fluorescenţă cu raze X cunoaşte o răspîndire din ce în ce mai largă în laboratoarele siderurgice, mai ales pentru analiza materialelor sub formă de pulberi, a feroaliajelor şi a oţelurilor înalt aliate [6], [7], [8], [10], [11].

Aplicarea metodelor prin fluorescenţă cu raze X, pentru lucrări de serie executate continuu, a devenit posibilă, ca şi în cazul metodelor spectrometrice optice, în momentul în care s-au construit aparate robuste, complet automatizate, cu mare stabilitate în funcţionare.

Principiul de funcţionare al unui asemenea aparat este următorul: radiaţia primară produsă de un tub roentgen cade pe proba de analizat şi determină emiterea de către aceasta a radiaţiilor de roentgen-fluorescenţă. Această radiaţie, caracteristică pentru fiecare element, este separată cu ajutorul unor cristale adecvate (monocromatori) şi transformată în impulsuri electrice al căror număr este proporţional cu concentraţia elementului, respectiv în proba de analizat. Impulsurile sînt numărate automat de contoare cu gaz sau proporţionale, care indică în final numărul total de impulsuri, din care, cu ajutorul curbelor de etalonare, se stabileşte conţinutul procentual al fiecărui element prezent în probă.

Un spectrometru de fluorescenţă a razelor X complet automatizat se compune din trei părţi distincte: spectrometrul propriu-zis, cu dispozitivul de alimentare cu energie a tuburilor electronice, partea electronică cu amplificatori şi integratori şi dispozitivul de comandă-program.

Spectrometrul ARL, model 72000, conţine 24 monocromatori, deci posibilitatea de a determina 24 elemente componente ale materialelor ce urmează a fi analizate. (Se utilizează cristale curbe, sistem Johannson, care prezintă avantajul de a da fascicule de radiaţii de mare intensitate.) Toţi monocromatorii sînt dispuşi în evantai în jurul probei, într-o cameră vidată. Tubul roentgen are o ferestruică în partea superioară şi se montează cît mai aproape de eşantion. Răcirea tubului se face în circuit închis de apă demineralizată, răcită la nevoie cu un curent de aer. Pentru măsurare, radiaţia fluorescentă a probei de analizat este transformată în impulsuri de curent în detectori, apoi integrată în condensatori. După perioada de integrare, tensiunea acestor condensatori este măsurată, iar după trecerea prin canale de calibrare echipate cu potenţiometre de zero şi de sensibilitate poate fi citită la un voltmetru digital.

Comparînd metodele de analiză prin flurescenţă cu raze X cu metodele clasice pe cale umedă, se ajunge la următoarele concluzii [10]:

a) Ca precizie, rezultatele obţinute sînt comparabile cu cele obţinute prin metodele chimice pe cale umedă, în cazul unei etalonări perfecte a aparatului şi al unei probe pregătite cu deosebită grijă în vederea iradierii;

b) Reproductibilitatea este în mare măsură lipsită de erorile subiective ale metodelor pe cale umedă, în special cînd sînt necesare separări ale componenţilor;

c) Domeniul de aplicabilitate – spre deosebire de părerea general răspîndită că metodele prin fluorescenţă de raze X sînt deosebit de indicate pentru determinarea conţinuturilor înalte (fier în minereul de fier, mangan în feromangan) – poate fi lărgit pentru determinarea elementelor aflate chiar în urme, avînd în vedere că aparatura modernă dispune de capacităţi de excitare destul de puternice pentru ca intensitatea de fluorescenţă chiar a elementelor în urme să fie suficientă pentru determinări precise. Apar însă dificultăţi în cazul în care este necesară determinarea unor elemente avînd masă moleculară mică, într-un material unde predomină elemente cu masă moleculară ridicată. Problema poate fi rezolvată prin separări şi îmbogăţiri succesive pe cale chimică şi analiză prin roentgenfluorescenţă a concentratului obţinut.

Analiza prin fluorescenţă cu raze X, aplicată oţelurilor slab aliate, prezintă anumite avantaje şi faţă de metodele spectrometrice cu înregistrare directă, deşi durata de analiză este mai îndelungată şi unele elemente de importanţă deosebită (carbonul, sulful şi fosforul) nu pot fi determinate.

Aceste avantaje sînt:

– prin faptul că se iradiază întreaga suprafaţă a probei, se atenuează efectele negative datorite segregaţiei sau unei eventuale neomogenităţi structurale;

– reproductibilitatea măsurilor este superioară analizei spectrale;

— avînd în vedere că metoda este complet nedistructivă, un set de etaloane durează timp nedefinit, ceea ce are o importanță cu totul deosebită, ținînd seamă de dificultățile legate de procurarea unor etaloane corespunzătoare din toate punctele de vedere.

În privința analizei materialelor pulverulente sau a celor care în vederea analizării se aduc la această stare, se remarcă următoarele :

— granulația pulberii are o influență foarte pronunțată asupra intensității liniilor analitice, deci asupra rezultatelor analitice, astfel încît este necesară asigurarea unei anumite finețe a granulelor. În acest scop se prescriu operațiile necesare, după ce proba a fost adusă la o granulație sub 1 mm : turația concasorului vibrator, masa materialului și timpul de măcinare stabilite pentru materialul respectiv după o serie de încercări prealabile ;

— efectul compoziției chimice este de asemenea foarte important dacă se urmărește analizarea materialelor complexe, cum sînt de exemplu minereurile aglomerate. Acest efect se explică prin faptul că radiațiile de excitare, ca și liniile de fluorescență corespunzătoare, sînt absorbite parțial de către toți atomii întîlniți în probă, înainte de a fi măsurate de contor. În cazul special al minereurilor de fier aglomerate, dacă compoziția gangei variază mult, este necesară aplicarea unor coeficienți de corecție la conținutul de fier determinat, în funcție de raportul CaO : SiO_2.

În general, modul de pregătire al probelor în cazul materialelor pulverulente se stabilește în funcție de variația posibilă a compoziției chimice în jurul unor valori medii.

Se disting două categorii de probe [11] : cele care prezintă variații mici față de o valoare medie, denumite cu „matrice constantă". Pregătirea lor se limitează la o simplă măcinare urmată sau nu de pastilare ;

— cele în care elementele principale diferă mult de la o probă la alta, numite „cu matrice variabilă" și a căror analizare trebuie precedată de o topire-diluare a probei cu ajutorul unui fondant.

Primul caz se poate aplica cu foarte bune rezultate la analiza minereurilor de fier (cu condiția ca fierul să nu varieze cu mai mult de $\pm$ 2% față de valoarea medie, SiO_2 cu $\pm$ 1,5%, CaO cu $\pm$ 1,5%, iar Al_2O_3 cu $\pm$ 0,75%) atît la controlul producției în fabricile de îmbogățire a minereurilor de fier, cît și la analiza zgurelor de furnal.

Metoda este extrem de rapidă (cca. 5 min) iar rezultatele, ca precizie, echivalente celor obținute prin metodele clasice. Timpi de analiză similari se obțin la analiza eșantioanelor metalice.

În cel de-al doilea caz, proba se topește în cuptor cu mufă, cu ajutorul unui fondant format din tetraborat de litiu (85%) și oxid de lantan (15%). Durata topirii este de 8 min și se efectuează în creuzet de grafit, la temperatura de 1 150°C. Perla obținută se cîntărește, i se adaugă celuloză ca liant, apoi se macină, se comprimă (0,6 t/cm^2), iar pastila obținută este supusă analizei. Prin această pregătire sînt create premisele obținerii unor rezultate perfect satisfăcătoare pentru analiza tuturor minereurilor, a concentratelor, a sterilului, a zgurelor de oțelării, a feroaliajelor etc.

Durata analizei, inclusiv prepararea probelor individuale, este în acest caz de circa 15 min ; la determinări în serie se pot efectua aproximativ 40 de analize într-un schimb de 8 h. Durata totală a analizei se prelungește pînă la 12 h dacă iradierea se face pe probe obținute printr-o prealabilă prelucrare chimică pe cale umedă în vederea îmbogățirii în elementele aflate în concentrații mici sau în urme.

Foarte bune rezultate se obțin prin aplicarea metodelor roentgen-fluorescente în analiza completă a bronzurilor și a aliajelor de aluminiu, frecvent executate în laboratoarele siderurgice, la cererea atelierelor de întreținere. Durata analizei este cuprinsă între 20 și 25 min. De asemenea, poate fi sensibil prescurtată durata analizei calcarului și dolomitelor.

Lucrările care se execută prin perfecționarea în continuare a metodelor bazate pe fluorescența razelor X au drept scop mărirea rapidității execuției analizelor și creșterea preciziei. În acest scop s-au propus numeroase soluții cum ar fi : automatizarea totală pe bază de program a tuturor operațiilor analitice cu convertirea automată a intensităților electrice în concentrații procentuale cu ajutorul calculatoarelor electronice sau introducerea fluorescenței prin excitare cu ajutorul izotopilor radioactivi. În cel de-al doilea caz se obține o simplificare considerabilă a aparaturii și, ca urmare, un preț de revenire mult mai redus al acesteia.

Metodele prin roentgenfluorescență au perspective de aplicare și în efectuarea continuă a analizelor (cum ar fi de exemplu dozarea fierului în zgurele Thomas), dar mai ales în controlul sistematic al calității materiei prime, înlocuind cu timpul complet metodele analitice pe cale umedă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Daniels A. *Aplicarea analizei prin fluorescență cu raze X într-o uzină metalurgică.* Chimie Analitique, 47 nr. 11, 1965, p. 571—582 (traducere I.D.T. Laboratorul de uzină nr. 6, 1966, p. 311).

[2] Bojic M. *Aplicarea spectrometriei optice de emisie la analiza eșantioanelor nemetalice în siderurgie.* Revue de Métallurgie, nr. 4, 1966, p. 285—295 (Recenzie în Noutăți tehnice siderurgice, nr. 8, 1966, p. 82).

[3] Bruck I. *Zur vacuumspectrometrischen Analyse von hochlegierte Stahlen.* Z. Anal. Chem., vol. 215, 1966, p. 332.

[4] Eckhared S., Becker G. și Schlaken. *Beitrag zur spektrometrischen Analyse metallurigschen.* Z. Anal. Chem., vol. 215, 1966, p. 450.

[5] Bojic M. *Analiza eșantioanelor metalice și nemetalice cu un spectrometru optic sub vid, zis de platformă.* Revue de Métallurgie, nr. 3, 1966, p. 183 (recenzie în Noutăți tehnice siderurgice, nr. 6, 1965, p. 72).

[6] Dickens P., König și Dippel T. *Bestimmung der Zusammensetzung von Stahlwerkschlacke während des Schmelzens mit einem selbstätigen Roentgenfluorescenz-spektirometer.* Archiv für das Eissenhüttenwesen, caiet 7, 1963, p. 519.

[7] Eckhardt S. și Marotz R. *Zür Analyse von Stahlspänen mit Hilfe der Roentgenfluorescenzspektrometrie.* Z. Anal. Ohem., 215, 1965, p. 355—361.

[8] Stiegel H. *Rezultate privind introducerea unui aparat automat cu fluorescență de raze X într-o oțelărie specială.* Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 3, 1965, p. 167—173 (recenzat în Noutăți tehnice siderurgice nr. 6, 1965, p. 34).

[9] Dickens P. *Über Entwicklung, Einsatz und Einwirkung der modernen Analytik bei der Herstellung von Stahl.* Z. Anal. Chem. 222, 1966, p. 83—99.

[10] Lassner E. *Erfahrungen mit der Roentgenfluorescenzanalyse im Betriebslaboratorium und metallurgischen Entwicklungslaboratorium.* Z. Anal. Chem. 223, 1966, p. 170—177.

[11] Witmann A. *Utilisation actuelle et développement de la fluorescence de rayons X,* C. D. S., nr. 10, 1967, p. 2323—2342.

RECENZIE

Anhaltszahlen für die Wärmewirtschaft in Eisenhüttenwerken - 6. Auflage (Date termotehnice caracteristice în siderurgie — Ediția a 6-a). Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1968, 601 pag., 344 fig.

Lucrarea este ultima ediție a unui manual devenit clasic în siderurgie.

Primul capitol tratează problemele generale legate de combustibili și procesul de ardere, cu multe date practice și elemente teoretice.

Capitolele următoare se referă la diverse sectoare din siderurgie și anume: cocserii, generatoare de gaz, pregătirea materiilor prime și a materialelor refractare, furnale, oțelării cu convertizoare, oțelării Martin, turnătorii, cuptoare electrice de topire, cuptoare de încălzire și de tratament termic, deformarea plastică, producerea energiei electrice, instalații de deservire (suflante, compresoare, pompe, ventilatoare, fabrici de oxigen), poluarea atmosferei.

În fiecare capitol sînt arătate bazele de calcul ale agregatelor respective, dimensionarea termotehnică, consumurile de combustibil și energie, precum și numeroase date și indici din exploatare, luate atît de la uzinele mai vechi, cît și de la instalațiile cele mai noi.

Într-un capitol separat este analizată gospodăria de ansamblu a uzinelor siderurgice, din punct de vedere termotehnic, indicîndu-se consumuri atît pentru combinate integrate, cît și pentru sectoare independente de producție.

Un capitol independent tratează problemele legate de protecția și igiena muncii (calorii necesare, influența temperaturii, climei, poluării, zgomotului, încălzirea și ventilația etc.).

Caracteristicile fizice, mecanice și termotehnice ale metalelor, materiilor prime, materialelor refractare și ale gazelor sînt sistematizate în capitolul următor, iar în continuare sînt arătate bazele teoretice și de calcul ale curgerii fluidelor și ale transmisiei de căldură. În acest capitol sînt cuprinse și metodele și aparatele de măsură ale temperaturii, debitului, presiunii, umidității, poluării, precum și analiza gazelor.

Ultimul capitol cuprinde sisteme de măsură și formule de transformare pentru mărimile importante fizice și mecanice, termotehnice, electrice și magnetice, acustice etc.

Lucrarea se caracterizează printr-o sistematizare foarte avansată, ceea ce face ca expunerea să fie deosebit de clară și ușor de urmărit. De sigur, datorită faptului că subiectul lucrării este foarte larg, problemele n-au putut fi tratate în detaliu, cartea rezumîndu-se la noțiunile cele mai importante din domeniul respectiv.

Bibliografiile de la fiecare capitol sînt foarte dezvoltate, ajutînd astfel pe cititori în aprofundarea problemelor. În concluzie, se poate spune că lucrarea, întocmită de cei mai buni specialiști din domeniul respectiv din R. F. a Germaniei, este foarte valoroasă și prezintă un interes deosebit pentru un cerc larg de specialiști din uzine, proiectări și cercetări, putînd fi de un real folos și studenților de la Facultatea de metalurgie.

Ing. *A. LEDERER*

Energy management in iron and steel works (Gospodăria energetică în uzinele siderurgice). The Iron and Steel Institute, Special report 105, Londra, 1968.

Lucrarea cuprinde referatele prezentate în cadrul institutului „The Iron and Steel Institute", la Londra, în zilele de 4 și 5 aprilie 1967.

Referatele prezentate tratează diverse aspecte energetice din siderurgie cu un accent deosebit asupra problemelor energetice legate de exploatarea cuptoarelor de reîncălzire.

Referatul „Tendințe în consumul de energie" (autor Berry R. W.) analizează utilizarea diverselor tipuri de combustibil, modificările survenite în ultima perioadă de timp, precum și tendințele viitoare, ținînd seamă de procedeele noi din siderurgie (elaborarea oțelului în convertizoare, turnarea continuă etc.).

Referatul „Gospodăria energetică într-o uzină siderurgică amplasată lîngă o rafinărie" (autor Jenney D.) tratează posibilitatea utilizării produselor secundare de la o rafinărie drept combustibil siderurgic, precum și posibilitatea folosirii gazului metan.

Referatul „Economia producerii de energie în uzinele siderurgice" (autori Mustoe D. H. și Johns M.) analizează diverse variante pentru utilizarea gazului de furnal excedentar, pentru alimentarea cu abur tehnologic și de confort, pentru folosirea gazului de convertizor L. D., precum și problemele legate de exploatarea turbinelor.

Referatul „Producerea energiei electrice într-o uzină siderurgică" (autori Anderson F. J. și Shaw G. J.) prezintă instalațiile de cazane, turbine și suflante de la uzina John Summers and Sons.

Referatul „Gospodăria energetică zilnică în uzinele siderurgice" (autor Pearson A. E.) analizează problemele legate de cantitatea și calitatea gazului de furnal, gazului de cocs, metodele de reglare și control, precum și posibilitățile folosirii gazului metan.

Referatul „Preîncălzirea fierului vechi pentru oțelării "(autor Thomas C. G.) tratează metodele de preîncălzire, bazele teoretice ale transferului de căldură, economicitatea diverselor procedee, precum și bazele proiectării instalațiilor.

Referatul „Controlul automat al cuptoarelor de reîncălzire a bramelor" (autor Kodz W. T.) analizează comanda procesului de încălzire din cuptoarele cu propulsie cu ajutorul unui calculator, modelul matematic bazîndu-se pe relația viteză-grosime, care determină temperatura de control din zonele cuptorului.

Referatul „Formarea urmelor șinelor de glisare într-un cuptor de reîncălzire a bramelor" (autor Salter F. M.) tratează pe cale teoretică transmisia de căldură pentru șase construcții ale șinelor de glisare și prezintă propuneri pentru o construcție optimă.

Referatul „Amplasarea, exploatarea și consumul de căldură al cuptoarelor adînci cu referință la uzinele South Durham, bazîndu-se pe cuptoare Martin" (autori Raeburn L. T. și Brightman K. T.) descrie cuptoarele adînci de la South Durham, amplasamentul și construcția lor, dimensiunile lingourilor și timpi de încălzire, consumul de combustibil, uniformitatea încălzirii, precum și balanța generală de căldură.

Referatul „Efectul trecerii de la cuptoare Martin la convertizoare asupra exploatării cuptoarelor adînci și consumului de combustibil la Consett" (autor Lonie G.) arată influența trecerii la convertizoare L. D. și Kaldo asupra bilanțului de căldură, asupra puterii calorifice a gazelor etc. și efectele acestor factori asupra cuptoarelor adînci (timpi de încălzire, consumul de căldură).

Referatul „Programarea cuptoarelor adînci de la uzinele Guest Keen" (autor Johnson P. C.) descrie cuptoarele adînci de la această uzină și sistemul de încărcare a lingourilor, arătîndu-se influența acestuia asupra timpilor de încălzire.

Deși referatele prezentate, întocmite de autori diferiți, nu sînt omogene nici ca stil și nici ca fond, ele prezintă mult interes pentru specialiștii din siderurgie, deoarece tratează multe probleme energetice importante.

Lucrarea cuprinde 359 pagini și numeroase figuri, iar fiecare referat este completat cu bibliografie. Partea a doua a lucrării conține discuțiile ce au avut loc pe marginea referatelor prezentate.

Ing. *A LEDERER*

P. N. Axenov. Oborudovanie liteinih tehov (Utilajul de turnătorie). Moscova, Ed. Mașinostroenie, 1968, 458 pag., 425 fig., 11 tabele.

Cartea recenzată este o nouă ediție a cursului de utilaj de turnătorie, predat de multă vreme de P. N. Axenov la Institutul Bauman din Moscova, pentru specialiștii din domeniul turnării metalelor. Menționăm că prima ediție a acestui curs (editată în două volume în anul 1949 și 1950), precum și atlasurile intitulate „Desenele de construcție a mașinilor de formare și miezuire" (tipărite în anul 1952 și 1959) sînt de fapt singurele lucrări pe plan mondial (traduse de altfel în mai multe limbi) care prezintă într-un tot unitar bazele teoretice ale proceselor de lucru și schemele mai importante ale principalelor mașini și utilaje de turnătorie.

Aceste lucrări au servit și servesc nu numai pentru pregătirea viitorilor ingineri în specialitatea turnătorie, ci și pentru rezolvarea problemelor practice ridicate în activitatea de zi cu zi a inginerilor tehnologi și constructori de mașini, care lucrează în domeniul amintit, în producție sau în proiectare.

Iată de ce ediția a doua a cursului lui P. N. Axenov a fost primită cu mult interes de către specialiști.

Lucrarea recenzată se deosebește mult de cele anterioare nu atît ca structură, ci mai ales ca conținut. În ea sînt oglindite cele mai recente date și concepții în ceea ce privește teoria mașinilor și criteriile de alegere a lor pentru practică. În atlasul care însoțește cursul sînt cuprinse caracteristicile tehnice ale diferitelor tipuri concrete de mașini și utilaje.

Structura, în mare, a cursului, este următoarea:

În partea I se prezintă clasificarea mașinilor de formare și de miezuire (cap. I); mașinile de formare prin presare (cap. II); mașinile de formare prin scuturare (cap. III), după care sînt analizate mașinile de formare prin suflare și aruncare (cap. IV și cap. V), precum și liniile de turnătorie automatizate (cap. VI); la sfîrșit, lucrarea cuprinde date despre sursele de aer comprimat pentru mașinile de formare pneumatice (cap. VII).

Partea a II-a se ocupă cu utilajul de preparare a amestecului de formare și anume: pentru depozitarea și transportul materialelor de formare proaspete (cap. II) și pentru prepararea amestecurilor de formare și miezuire (cap. IV); în continuare se tratează sistemele centralizate automatizate de preparare (cap. V).

Utilajul folosit în sectorul de elaborare și turnare a aliajelor este descris în partea a III-a, în ordinea următoare: utilajul din depozitele de materii prime pentru elaborarea fontei și a oțelului (cap. I și cap. II); utilajul pentru elaborare și turnare (cap. III). Această parte se sfîrșește cu analiza problemei automatizării procesului de turnare a formelor pe conveior (cap. IV).

În ultima parte a cursului (partea a IV-a) sînt descrise utilajele folosite la dezbaterea și curățarea pieselor turnate: grătare și instalații automate de dezbatere, utilaje simple și mecanizate pentru curățare și polizare, precum și metode speciale (electrolitică, electromecanică, prin vibrare și altele) de curățare.

Din prezentarea sumară a cuprinsului cursului rezultă că acesta se referă la toate tipurile principale de utilaje folosite în turnătorii.

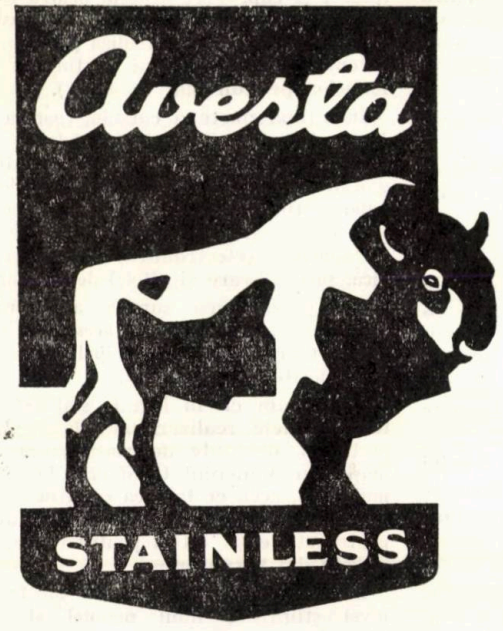
Menționăm că în lucrare sînt reflectate ultimele realizări (unele foarte importante), obținute de constructorii de mașini în domeniul turnătoriei în ultimul timp, ceea ce face ca ea să fie deopotrivă necesară și interesantă atît pentru studenți, cît și pentru toți specialiștii din turnătorie.

Bine sistematizat, scris la un înalt nivel științific, noul manual al lui N. P. Axenov, de mașini și utilaje de turnătorie, continuă să rămînă unul din cele mai bune din lume.

Ing. *L. SOFRONI*

ÎNTREPRINDERE DIN

☆ GRUPUL AXEL JOHNSON



Oțelăriile Avesta sînt specializate în oțeluri rezistente la coroziune, de calitate superioară. Această uzină a fost una din primele producătoare de oțeluri inoxidabile din Europa și este încă una din cele mai mari producătoare.

Specializarea întreprinderii s-a consolidat în domeniul oțelurilor inoxidabile prin investiții noi. Noile mijloace cuprind laboratoare pentru cercetarea oțelurilor, cuptoare pentru elaborare de oțeluri, laminoare și ateliere noi de montaj.

Laminoarele sînt destinate în mod special pentru prelucrarea oțelurilor inoxidabile, iar produsele au o bună finisare a suprafeței și respectă toleranțe restrînse la grosime. Lățimea maximă a tablelor este 2,5 m la laminoarele la cald și 2,0 m la laminoarele la rece.

Majoritatea producției este formată din table groase, table subțiri și alte semifabricate, dar sortimentele produse cuprind si fabricate, ca recipiente sub presiune (autoclave și reactoare) și rezervoare pentru chimicale. Se livrează sisteme tubulare complete si instalații tehnologice pentru industria chimică, care este în prezent unul din beneficiarii cei mai importanți ai întreprinderii.

Cu experiența ei de secole în elaborarea oțelului, Avesta este întreprinderea cea mai veche din grupul Axel Johnson, și a fost primul membru industrial al grupului.

INOXIDABIL

TABLE

Table laminate la cald pînă la lățimea de 2,5 m. Table placate. Table laminate la rece individual la lățimi de 2,0 m. Benzi laminate la rece cu lățimi pînă la 1,25 m. Table șlefuite. Table șlefuite pentru fabricarea plăcilor laminatelor și a plăcilor fibrolemnoase.

BARE DE OȚEL

Oțel rotund, în patru colțuri, lat, cornier,

OȚEL TURNAT

Piese turnate grele pînă la 30 t. Piese turnate în serie cu formare mecanizată. Turnare de precizie.

PIESE FORJATE

In greutăți pînă la 12 t.

MATERIALE PENTRU SUDURĂ

Electrozi de sudură bazici și cu conținut de rutil. Electrozi de curent alternativ. Sîrme pentru procedeele de sudare MIG și TIG.

FUNDURI DE CAZANE

Presate la cald sau la rece. Diametre pînă la 3,6 m. Se pot presa dintr-o bucată.

ȚEVI

Țevi sudate, coturi, fitinguri.

VENTILE

Ventile de închidere, întoarcere și speciale. Indicatori de nivel pentru lichide.

PRODUSE FINITE

Produse din tablă, presate și sudate.

ALTE PRODUSE

TITAN

Table, bare, țevi sudate, produse din tablă, presate și sudate.

RECIPIENTE FĂRĂ CUSĂTURĂ

Pentru gaze comprimate

TABLE ALERGĂTOARE ȘI DE UZURĂ

Destinate fabricilor de plăci fibrolemnoase.

AVESTA JERNVERKS AB • SWEDEN

VÎNZAREA ÎN R.S.R. PRIN: A. JOHNSON & Co. HAB,
TELEFON: 22 05 20 • ADRESA TELEGRAFICĂ: JOHNSONS

10380 Stockholm 7, Suedia
Telex: 17100

PUBLICOM

ASEA

Allmänna Svenska Elektriska A.B.

VASTERAS – SUEDIA

ÎNTREPRINDERE DE FRUNTE ÎN DOMENIUL ELECTROTEHNICII DIN SCANDINAVIA

Programul de producție

— Echipamente pentru producerea, transmiterea și distribuția energiei electrice: generatoare, transformatoare, redresoare, aparataj și instalații de distribuție.

— Acționări, echipamente de comandă, reglare și automatizare pentru întreprinderi industriale, pentru mine, uzine metalurgice, oțelării și laminoare, fabrici de celuloză și hîrtie, tipografii.

— Echipamente pentru transport și comunicații : locomotive electrice, automotoare, tramvaie și metrouri, trolii de extracție, macarale, transportoare la sol, stivuitoare cu furcă, echipamente electrice și electronice pentru nave.

— Centrale nucleare, centrale termice și hidroelectrice, centrale de siguranță cu grupuri electrogene cu motoare Diesel, complete și gata la cheie, pentru alimentarea publică cu energie electrică sau pentru scopuri industriale.

— Produse de serie : motoare, demaroare, aparataj, contactoare, relee, tiristoare.

Vă invită să participați la conferințele :

— Procedeul ASEA — SKF pentru afinarea oțelului, o metodă de degazare cu temperatură reglabilă.

Conferențiar : ing. Per Samuelsson.

Detalii tehnice : ing. Ulf Kalling.

— Automatizarea în uzinele de laminate.

Conferențiar : ing. Berndt Johansson.

Conferințele vor avea loc joi 27 februarie 1969, ora 9, în sala Clubului Finanțe-Bănci din București, str. Doamnei nr. 2.

Scurte date despre conferențiari:

— Dl. Per Samuelsson : ing. electrician, lucrează de 10 ani la secția cuptoare a firmei ASEA ca inginer proiectant și de desfacere pentru cuptoare electrice cu arc, bobine inductive de agitare și procedeul ASEA-SKF.

— Dl. Ulf Kaling : ing. metalurgist, asistent la firma ASEA, a lucrat mulți ani la Institutul de tehnologie din Massachusetts (S.U.A.). Este specialist în producția oțelului inoxidabil.

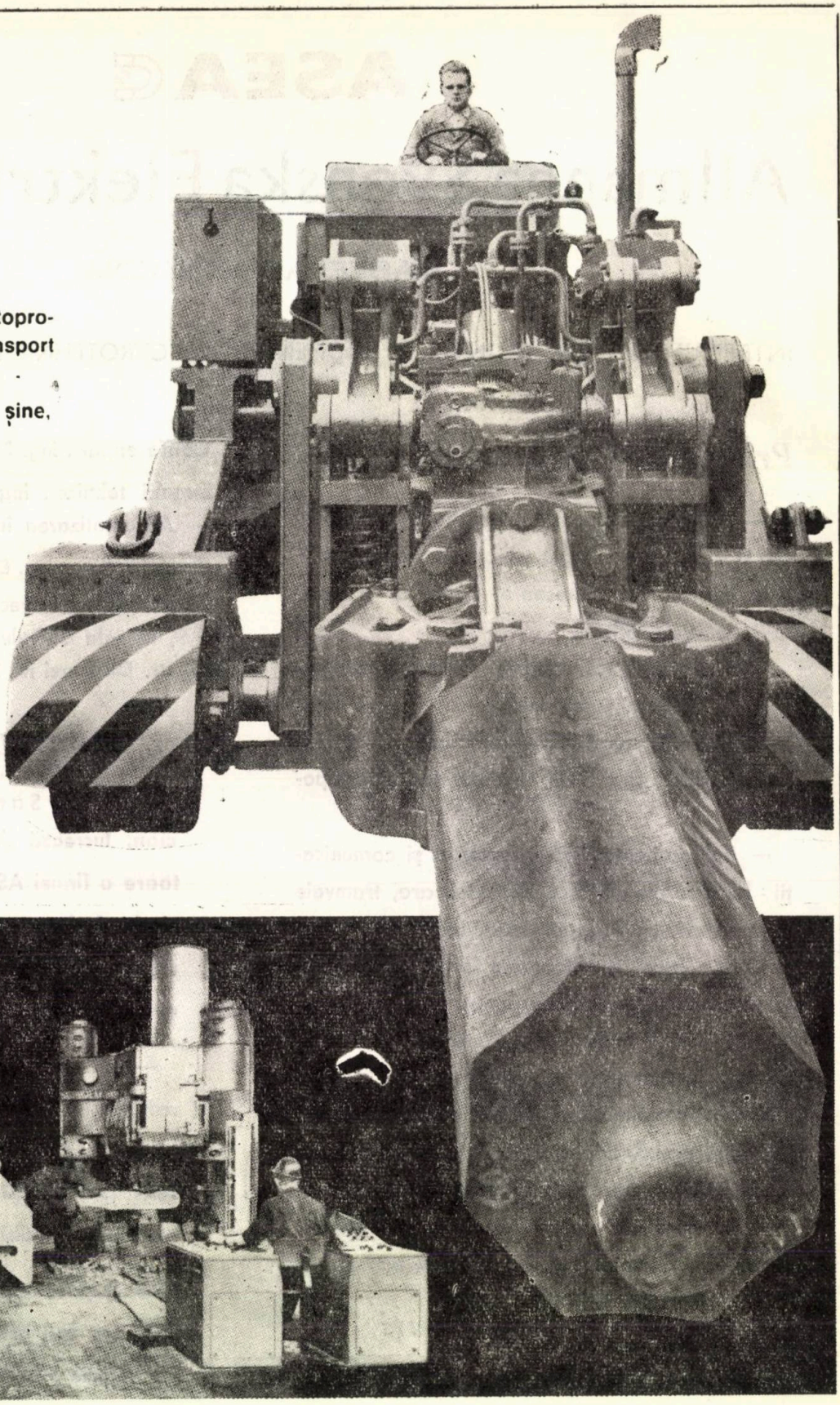
— Dl. Berndt Johansson : ing. de mine, fost asistent la „Institutul Tehnic Regal" din Stockholm și ing. de cercetare la firma Fagersta Brucks A. B. Lucrează de mai mulți ani la ASEA în secția de automatizare a laminoarelor.

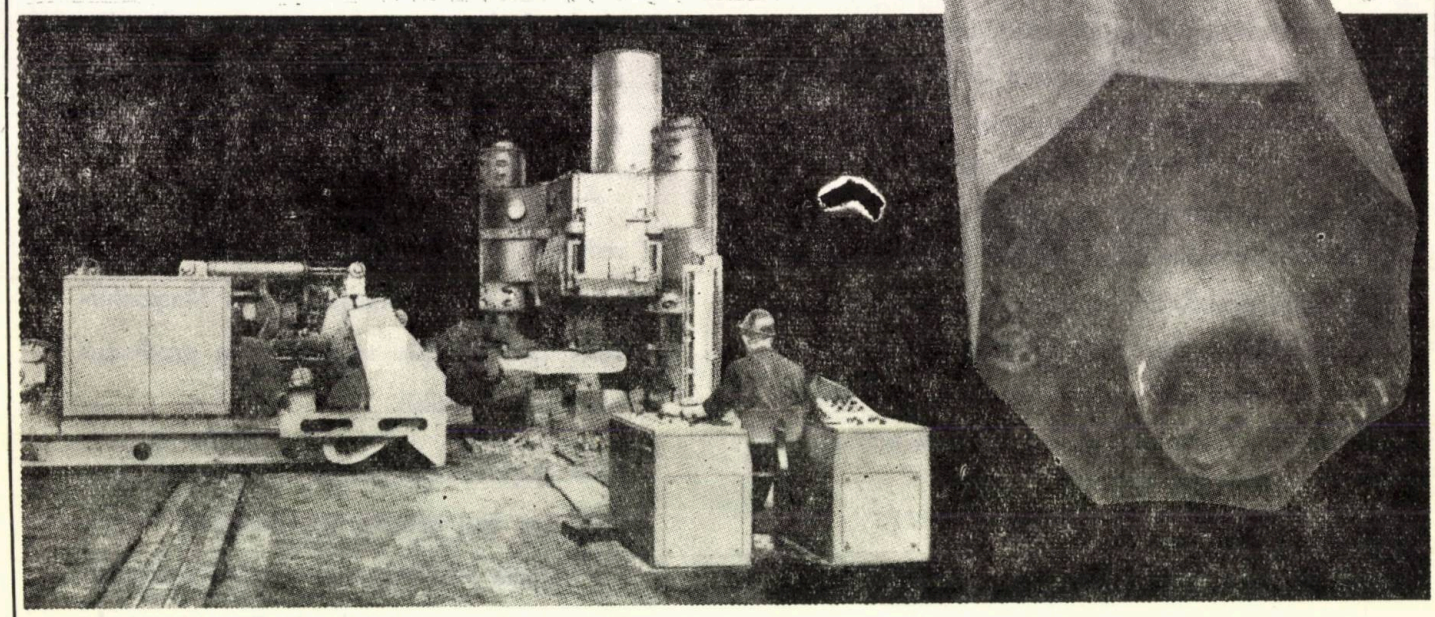
PUBLICOM

Pentru oțelării, laminoare si forje

Manipulatoare de forjă autopropulsate, capacitate de transport 200 – 10000 kg

Manipulatoare de forjă pe șine, capacitate de transport 100 – 15000 kg





Mai livrăm

Mașini de încărcat cu clește
Mașini de încărcat cu jgheab
Mașini pentru astupat găuri de pas
Mașini pentru perforat găuri de pas
Umectatoare de praf de încărcătură
Armături pentru cuptoare și cauper

Dango & Dienenthal KG. 59 Siegen R.F.G.

5 000 000 000 lagăre SKF

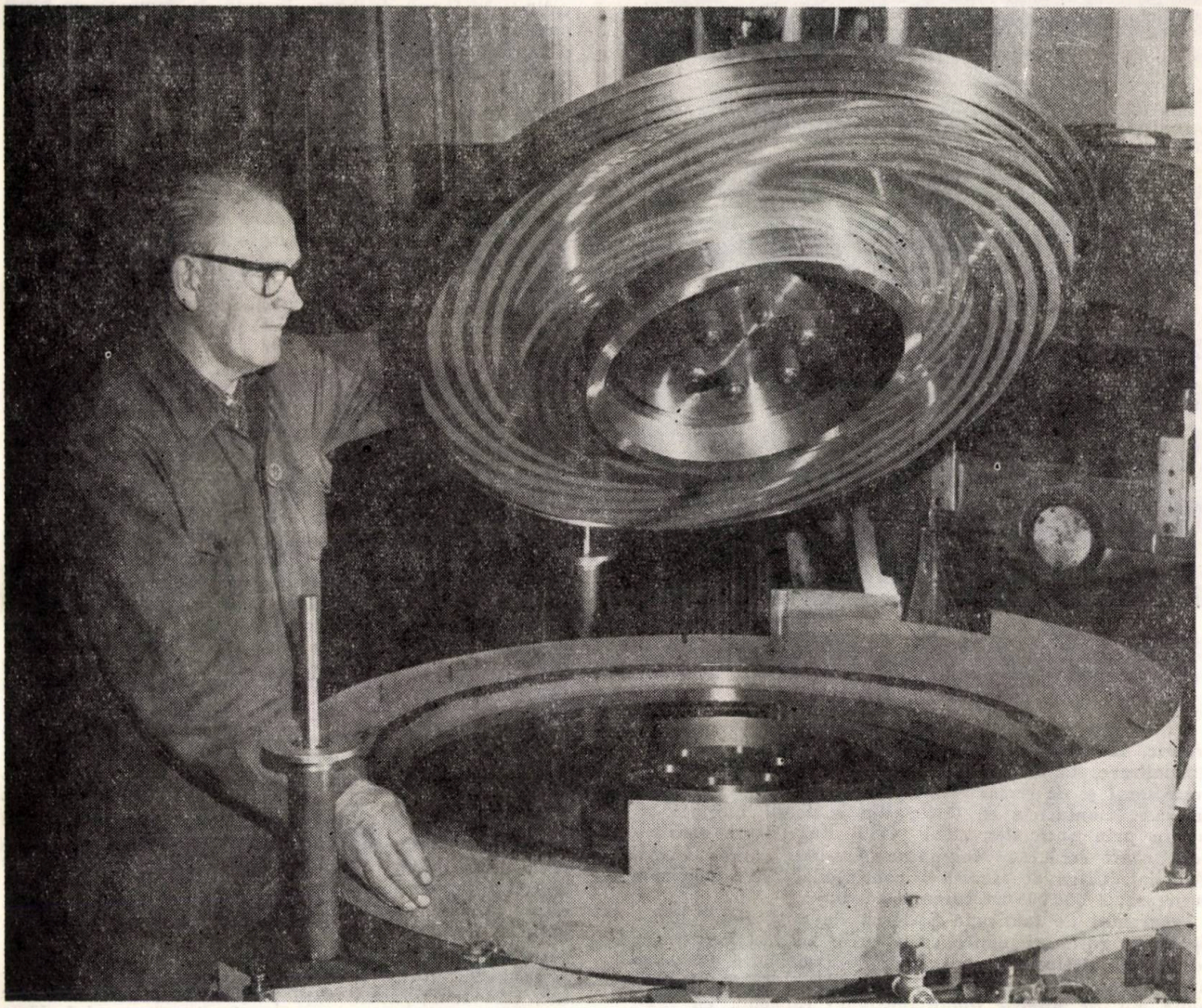


Fig. 1. — Primele lagăre cu canelură în spirală se utilizează în practică la mașinile de finisare prin lepuirea bilelor la uzina din Göteborg. Unul din rezultatele acestei utilizări sînt bilele avînd o calitate mai ridicată față de cele anterioare.

Cu o formulare exagerată s-a spus în anii trecuți că firma SKF a realizat în ultimii zece ani o dezvoltare de 50 de ani. Prilejul pentru această afirmație a fost dat de comparația dintre dezvoltarea pînă la sărbătorirea în anul 1957 a 50 de ani de existență a firmei SKF și dezvoltarea dublă luată de SKF cu zece ani mai tîrziu. Acest lucru înseamnă foarte mult pentru o întreprindere care în tot acest timp a avut un rol de frunte în specialitatea ei. Pentru SKF aceasta înseamnă că din 1907, anul de întemeiere a concernului, el a produs 5 000 000 000 de rulmenți.

Cele trei litere speciale SKF înseamnă :

„Svenska Kullager Fabriken" și acesta este numele societății mame suedeze, al celei mai mari asociații de societăți producătoare de rulmenți din lume. SKF reprezintă de asemenea marca de fabricație pentru întregul concern.

Societatea germană este cea mai mare din concern ; ea a produs 1,5 miliarde de rulmenți. Societatea mamă din Göteborg a depășit și ea pragul miliardului, fiind urmată de societățile din Franța, S.U.A. și Anglia, care împreună au produs mai mult de jumătate miliard de lagăre. Aceste cinci țări au figurat la sfîrșitul primului război mondial pe fișa de producție a concernului SKF ; astăzi se află fabrici SKF și în Olanda, Italia, Spania, Canada, Brazilia, India, Argentina, Australia și Africa de Sud. Există în total peste 60 de fabrici.

Cu toate că societatea mamă suedeză nu este cea mai mare, ea ocupă totuși din punct de vedere administrativ și istoric o poziție specială. Interesant este că SKF Göteborg exportă 70% din producția proprie. În schimb societățile producătoare fiice lucrează în principal pentru piața propriei țări. În afara societăților producătoare, care în general au o organizație comercială de vînzare

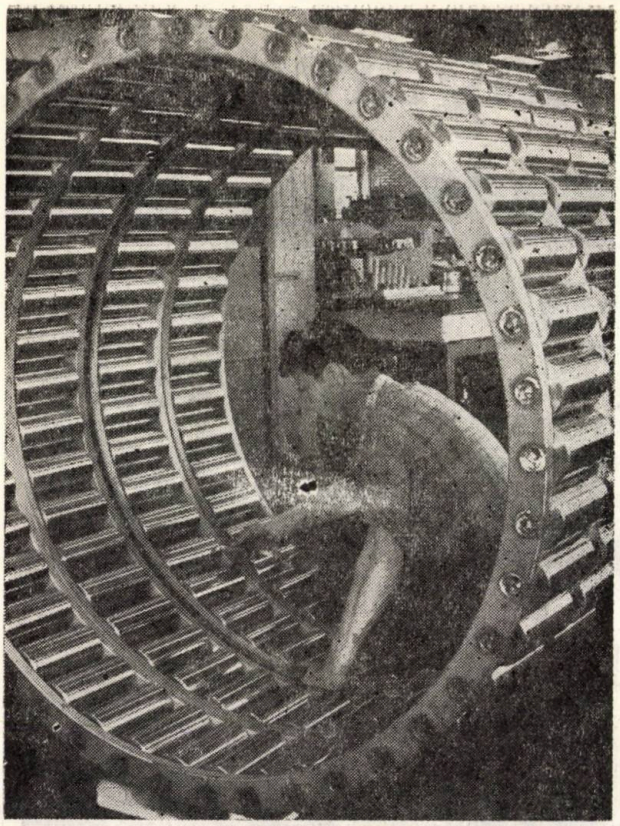


Fig. 2. — Acum cîtva timp SKF a stabilit un record de masă greu de depăşit. Este vorba de un lagăr cu role cilindrice cîntărind peste 6 t, executat pentru un laminor din Scoţia.

proprie, în concern există peste 40 de societăţi de comercializare, la care se mai adaugă circa 10 000 de reprezentanţi şi de revînzători, ataşaţi într-un fel sau altul de SKF. Contactele cu ţările din răsăritul Europei se menţin prin societatea „SKF OST Kugellager-Vertiebsgesellschaft m.b.H., Mohsgasse 1, 1031", din Viena (Austria). Cifra de afaceri a concernului SKF depăşeşte în prezent 3 500 000 000 coroane anual.

Programul de fabricaţie SKF cuprinde 12 tipuri principale de rulmenţi, dintre care unele au fost construite de SKF şi altele au suferit în măsură mai mică sau mai mare anumite îmbunătăţiri. SKF produce în total mai multe mii de diferite tipodimensiuni : rulmenţi, cu diametrul exterior de la 3 mm pînă la mai mulţi metri şi rulmenţi pendulari în execuţie normală cu diametrul exterior pînă la 2 300 mm, rulmenţi care la viteze de rotaţie reduse au o capacitate portantă mult peste 2 000 t ; rulmentul cel mai greu fabricat pînă în prezent de SKF cîntăreşte 6 100 kg, iar cel mai uşor, 0,036 g. Un program de fabricaţie atît de bogat nu are nici un alt producător de rulmenţi. Cu toate aceste tipodimensiuni de rulmenţi, SKF este în stare să servească toate ramurile practic existente în industrie şi toate serviciile de transporturi.

Pentru a menţine o asemenea poziţie conducătoare nu ajunge o prospectare ofensivă a pieţii, ci trebuie ca şi tehnologia să aibă un rol de frunte. Într-o ramură de producţie în care modificările condiţionate de modă sînt condamnate şi orice modificare a unui model trebuie fundamentată tehnic şi economic, dezvoltarea în continuare a produselor poate să apară adesea lipsită de dinamism. Dezvoltarea produselor SKF se dovedeşte în primul rînd prin îmbunătăţirea continuă a calităţii produselor de bază, adică a rulmenţilor cu bile şi cu role. O altă linie de dezvoltare se concentrează asupra condiţiilor de ansamblu în cadrul cărora se utilizează produsele de bază ; un exemplu adecvat sînt garniturile complete de rulmenţi pentru vehiculele care circulă pe şine ; SKF a produs aproape trei milioane de asemenea garnituri. Deviza pentru dezvoltare înseamnă tehnica de antifricţiune sau chiar tehnica locomoţiei.

Pentru suedezi SKF înseamnă rulmenţi, totuşi societatea produce şi o serie de alte sortimente : oţel de calitate în formă de bare, de ţevi, de sîrmă şi de benzi care se livrează şi clienţilor din afara concernului. Cu o capacitate anuală totală de 600 000 t, cele două uzine suedeze „Hofors Bruk" şi „Hellefors Iernverk" sînt cele mai mari producătoare de oţeluri de calitate din Europa. Uzina suedeză „Katrineholm" aprovizionează concernul cu acele produse turnate care găsesc utilizare împreună cu rulmenţii cu bile şi cu role, în primul rînd circa 1,2 mil. carcase pentru lagăre. Organe de maşini textile prevăzute cu rulmenţi se produc în serii de milioane, în fabricile SKF din Germania şi India. „Lidköping" din Suedia şi-a format un nume propriu pe piaţa mondială prin producţia de maşini unelte, înainte de toate maşinile de şlefuit rotund fără vîrfuri ; uneltele de filetare formează, de asemenea, o parte din producţia SKF, încă din deceniul al treilea.

În ultimii doi-trei ani, concernul SKF şi-a lărgit considerabil sfera de interese. Au fost deschise domenii de activitate şi create relaţii noi.

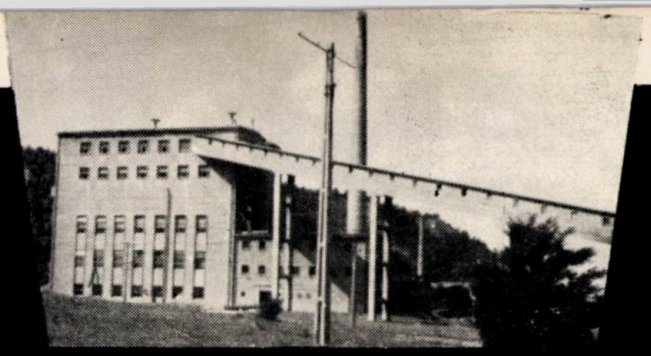
Un nou tip de lagăr de alunecare, aşa-numitul lagăr cu caneluri în spirală, a fost dezvoltat la începutul deceniului al şaptelea de „Philips", din Eindhoven, în Olanda. Achiziţionînd licenţa necesară, SKF a avut posibilitatea să dezvolte în continuare acest tip interesant de lagăr, să-l producă şi să-l comercializeze. Un asemenea lagăr este constituit în principiu din două discuri, care se rotesc în sens invers. Unul din discuri este prevăzut cu caneluri plate în formă spirală, care pompează ulei şi aer între discuri, astfel că rotirea lor se face practic fără frecare. Forţa portantă a unui asemenea lagăr cu caneluri în spirală este de trei pînă la opt ori mai mare decît a unui lagăr de alunecare axial obişnuit în execuţie bloc cu aceleaşi dimensiuni, în timp ce pierderea de energie este mai puţin de jumătate.

O altă noutate cu posibilităţi de dezvoltare foarte interesantă este axul planetar. Acesta este produs de către o mică întreprindere franceză, achiziţionată de curînd de concernul SKF. Axul planetar permite transformarea cu foarte mare precizie şi frecare minimă a unei mişcări de rotaţie într-una liniară şi invers. Este vorba, deci, de un organ de maşină cu un domeniu de aplicare foarte mare, de la vinciuri cu capacităţi enorme de ridicare pînă la organe de comandă şi dispozitive de reglare cu precizie extraordinară.

Un principiu cu totul nou pentru organele de reglare şi comandă reprezintă fluidistorii, adică un fel de ventile, care funcţionează fără părţi mobile, fiind utilizate în mod asemănător cu tranzistorii din electronică. Fluidistorii şi sisteme întregi construite cu asemenea elemente, sisteme „Moduflog", sînt produse de RIV-SKF în Italia. Pentru atingerea unei eficienţe încă mai mari, RIV-SKF s-a unit cu „Imperial Eastman", o întreprindere americană de frunte în domeniul fluidistorilor.

Atunci cînd SKF şi-a început activitatea, rulmenţii au fost o noţiune destul de necunoscută chiar în cercul tehnicienilor. A fost vorba aşadar nu numai de a vinde un nou produs, ci de o tehnologie cu totul nouă. Pentru a servi clienţii cu informaţii şi recomandări competente, SKF a realizat o organizaţie pe scară mondială pentru servirea clientelei, care cuprindea toate prestaţiile, mergînd de la ajutorul activ la montarea lagărelor pînă la programele avansate de prelucrare a datelor privind rezolvarea problemelor de construcţie.

Acum un an concernul SKF a inaugurat la Göteborg clădirea nouă a direcţiei sale generale, care a costat 35 mil. coroane. Aceasta poate fi un semn că posibilităţile viitoare de a-şi menţine poziţia conducătoare în ramura de specialitate sînt privite cu optimism de către conducerea întreprinderii. Premisele pentru aceasta le creează inovaţia şi servirea tehnică a clientelei.



Produse ceramice antiacide pentru căptuşirea instalaţiilor de fabricare a acidului sulfuric, a băilor de decapare în siderurgie şi pentru pardoseli antiacide

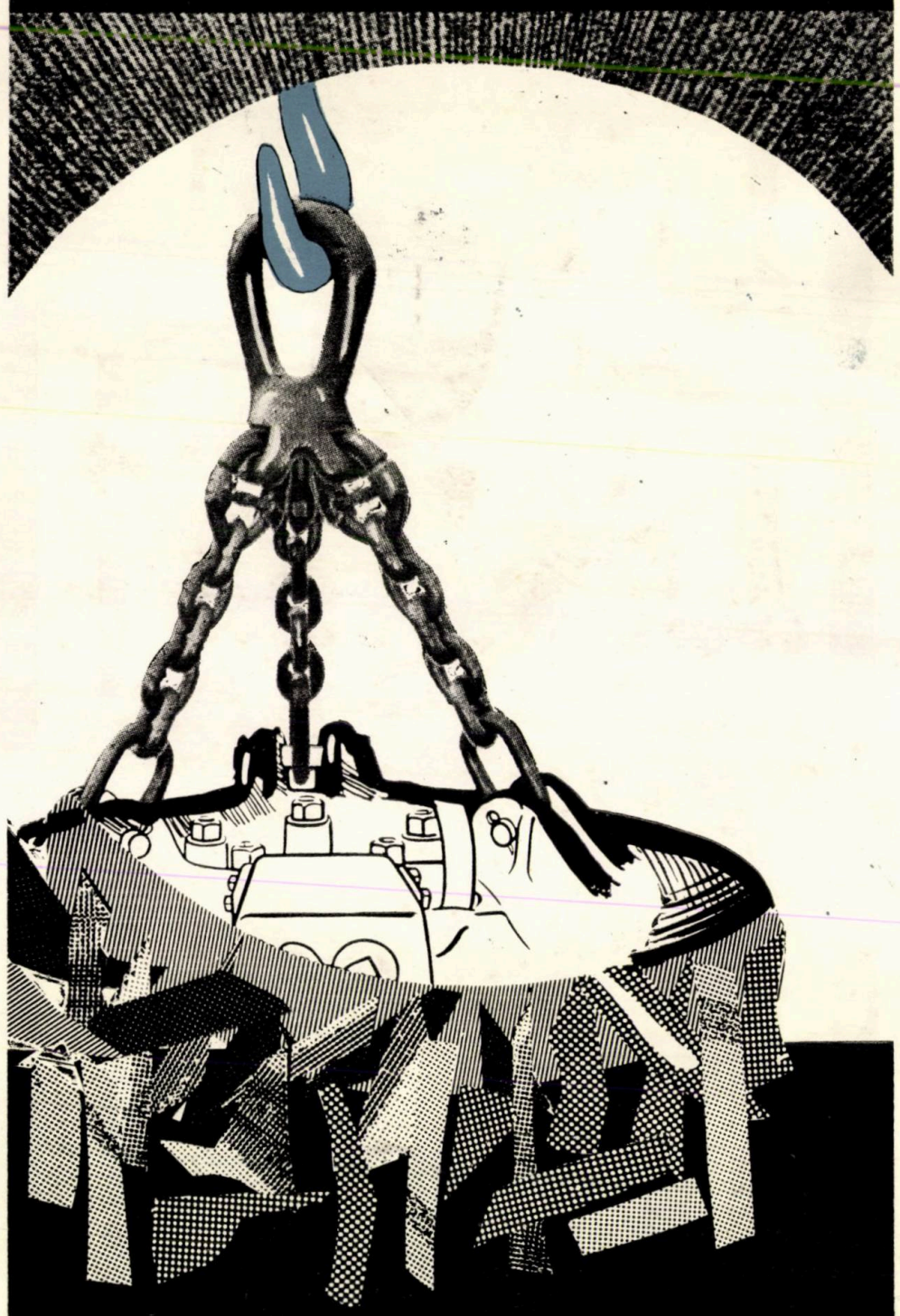
Execută

Fabrica de produse refractare

REFRACTAR

Aleşd — Judeţul Bihor

ICM



MUNCITORI ȘI TEHNICIENI,

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

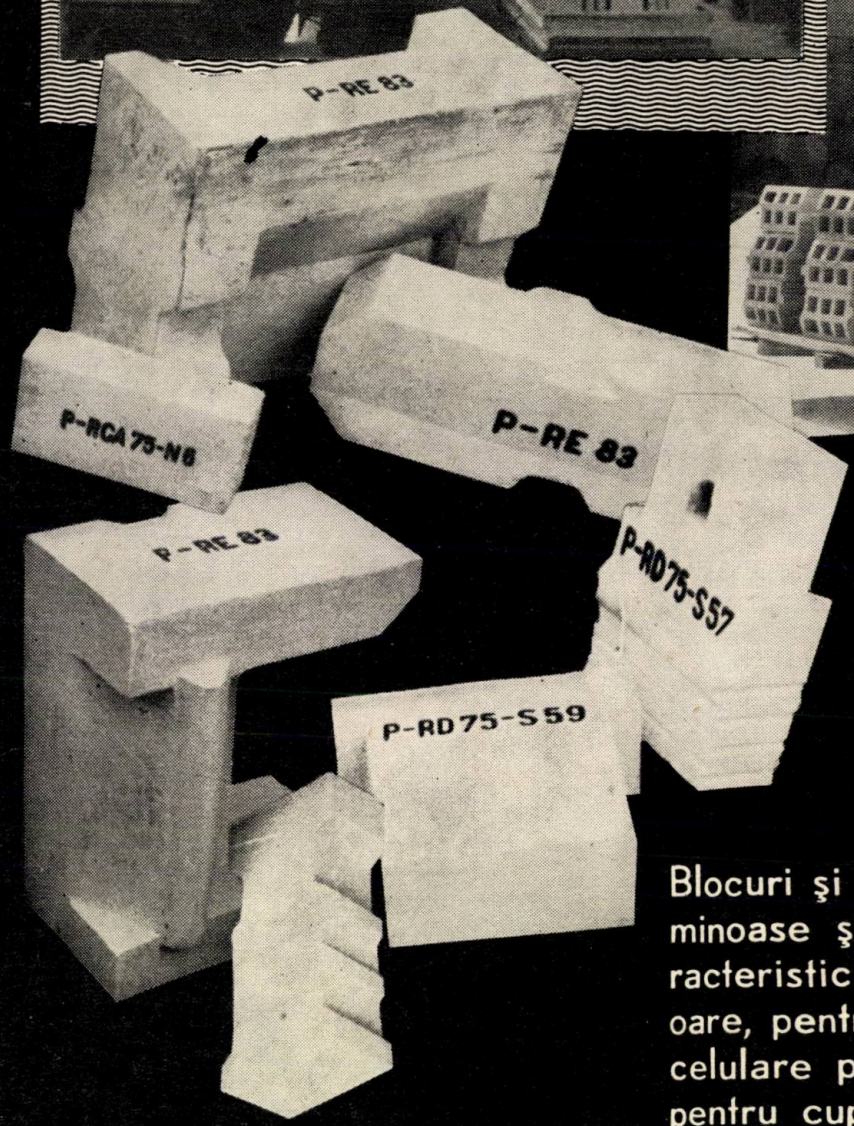
Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele Întreprinderii pentru colectarea metalelor.

E 3280

METALURGIA

3

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXI • NR. 3 • MARTIE 1969



Blocuri şi produse refractare aluminoase şi superaluminoase cu caracteristici fizico-chimice superioare, pentru construcţia cuptoarelor celulare pentru arderea varului şi pentru cuptoarele laminoarelor

Execută

Fabrica de produse refractare

P L E A Ș A

Ploieşti • telefon 13731 • Jud. Prahova

E 3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 3 martie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Barbu I. şi *Enescu Ileana* : **Încercări preliminare pentru determinarea greutăţii volumetrice maxime a şarjei pentru fabricarea produselor cărbunoase** . 141

Ilca I., Riza M., Andronic R. şi *Mateescu Gh.* : **Influenţa factorilor tehnologici de laminare asupra caracteristicilor mecanice ale oţelului aliat pentru construcţii** 146

Oprea Sanda : **Consideraţii privind procesele de difuzie în cazul cromizării oţelurilor carbon** 152

Rosenthal G. : **Folosirea atmosferelor controlate de tip exoterm purificate într-o instalaţie cu site moleculare** 157

Dimboiu E. şi *Florea R.* : **Determinarea modulului de elasticitate transversal la fontele cenuşii** . . . 162

REALIZĂRI TEHNICE

Achiţei C. : **Prăjini grele pătrate** 165

Codreanu M. : **Ecruisarea cu alice a pieselor matriţate** 167

Negruş O. : **Metodă rapidă şi aparatură accesibilă pentru determinarea hidrogenului din oţeluri** . 173

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Lederer A. : **Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de încălzire şi laminare a laminorului de tablă groasă de la Galaţi** 177

Davideanu N. şi *Ungureanu D.* : **Unele aspecte privind reducerea cheltuielilor neproductive la Uzina metalurgică — Iaşi** 191

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Corciovei Emilia : **Determinarea şi îmbunătăţirea calităţii smoalei pentru industria produselor cărbunoase** 194

NOTE INFORMATIVE

Ştefănescu I. : **Organizarea cercetărilor de cocs şi chimia cărbunilor din R.F.G.** 200

RECENZII 202

CRONICĂ 204

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRIȘECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 6279

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/416/966."

42 406

CONTENTS

DC 662.74

Barbu I. and *Enescu Ileana*: **Preliminary tests regarding estimation of maximum charge volume weight in carbon product manufacturing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 141—145

DC 669.14.018.291 : 621.771.2

Ilca I., Riza M., Andronic R. and *Mateescu Gh.*: **Influence of processing conditions during rolling on mechanical characteristics of structural alloy steel.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 146—151

DC 669.14 : 669.268

Oprea Sanda: **Considerations regarding diffusion process during carbon steel chromisation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 152—156

DC 621.928.2 : 66.041.222

Rosenthal G.: **Utilization of controled exothermal atmosphere, purified in a molecular sieving device.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 157—161

DC 669.131.6 : 620.172.225

Dimboiu E. and *Florea R.*: **Estimation of transverse elastic modulus for grey cast iron.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 162—164

DC 622.323.002.5

Achiței C.: **Square drill stems.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 165—166

DC 621.787.6

Codreanu M.: **Shot blast hardening of die forged pieces.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 167—172

DC 669.788 : 669.18

Negruș O.: **Rapid method and available equipment for hydrogen estimation in steels.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 173—176

DC 621.771.23 : 6.001.13

Lederer A.: **Technological designing base for the heating and milling underdepartment for the plate mill in Galați.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 177—190

DC 669.013.5 : 338.061

Davideanu N. and *Ungureanu D.*: **Some aspects regarding cutting down of overhead expenses in Metallurgical Works — Iași.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 191—193

DC 662. 749. 38

Corciovei Emilia: **Estimation and improving of pitch quality for the carbon product industry.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 194—199

DC 662.74.001.5

Ștefănescu I.: **Organisation of coke researches and coal chemistry in Western Germany.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 200—201

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.74

Barbu I. und *Enescu Ileana* : **Vorversuche über Feststellung des maximalen Raumgewichtes der Beschickung für Kohlenstofferzeugnisse.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 141—145

DK 669.14.018.291 : 621.771.2

Ilca I., Riza M., Andronic R. und *Mateescu Gh.* : **Einfluss der Walzwerktechnologie auf die mechanischen Kenngrössen der legierten Baustähle.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 146—151

DK 669.14 :.669.268

Oprea Sanda : **Berücksichtigungen über Diffusionsvorgänge der Inchromierung von Kohlenstoffstahl.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 152—156

DK 621.928.2 : .66.041.222

Rosenthal G. : **Anwendung von in einer Molekularsiebeinrichtung gereinigten, exothermischen kontrollierten Atmosphären.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 157—161

DK 669.131.6 : 620.172.225

Dîmboiu E. und *Florea R.* : **Fetstellung des transversalen Elastizitätsmodules für Graueisen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 162—164

DK 622.323.002.5

Achiței C. : **Quadratische Schwerstangen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 165—166

DK 621.787. 6

Codreanu M. : **Kalthärtung durch Schrot von Gesenkschmiedestücken.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 167—172

DK 669.788 :669.18

Negruș O. : **Rasche Methode und zugängliche Ausrüstung für Wasserstoffbestimmung in Stählen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 173—176

DK 621.771.23 : 6.001.13

Lederer A. : **Technologische Grundlagen des Entwurfes für Heiz-und Walzabteilung des Grobblechwalzwerkes in Galați.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 177—190

DK 669.013.5 : 338.061

Davideanu N. und *Ungureanu D.* : **Einige Einzelheiten der Herabsetzung der unwirtschaftlichen Kosten im Metallurgischen Werk —Iași.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 191—193

DK 662.749.38

Corciovei Emilia : **Feststellung und Verbesserung der Teerqualität für die Industrie der Kohlenstofferzeugnisse.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 194—199

DK 662.74.001.5

Ștefănescu I. : **Organisierung der Kokserforschung und Kohlenstoffchemie in der Bundersrepublik.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 200—201

SOMMAIRE

CD 662.74

Barbu I. et *Enescu Ileana* : **Essais préliminaires pour déterminer le poids volumétrique maximum de la charge lors de la fabrication des produits charbonniers.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 141–145

CD 669.14.018.291 : 621.771.2

Ilca I., Riza M., Andronic R. et *Mateescu Gh.* : **L'influence des facteurs de la technologie du laminage sur les caractéristiques mécaniques de l'acier allié pour constructions.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 146–151

CD 669.14 : 669.268

Oprea Sanda : **Considérations sur les processus de diffusion lors de la chromisation des aciers au carbone.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 152–156

CD 621.928.2 : 66.041.222

Rosenthal G. : **L'utilisation des atmosphères contrôlées de type exothermique, purifiées dans une installation à tamis moléculaires.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 157–161

CD 669.131.6 : 620.172.225

Dîmboiu E. et *Florea R.* : **La détermination du module d'élasticité transversal pour les fontes grises.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 162—164

CD 622.323.002.5

Achiței C. : **Tiges lourdes de forage à section carrée.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 165–166

CD 621.787.6

Codreanu M. : **L'écruissage avec de la grenaille des pièces étampées.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 167–172

CD 669.788 :669.18

Negruș O. : **Méthode rapide et appareils accessibles pour la détermination de l'hydrogène dans les aciers.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 173—176

CD 621.771.23 :.6.001.13

Lederer A. : **Les bases technologiques de l'établissement du projet de la sous-section de chauffage et de laminage du laminoir à fortes tôles de Galatzi.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 177–190

CD 669.013.5 : 338.061

Davideanu N. et *Ungureanu D.* : **Quelques aspects de la réduction des dépenses improductives à l'Usine métallurgique de Jassy.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 191–193

CD 662.749.38

Corciovei Emilia : **La détermination et l'amélioration de la qualité de la poix pour l'industrie des produits charbonniers.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 194–199

CD 662, 74.001.5

Ștefănescu I. : **L'organisation des recherches concernant le coke et la chimie des charbons dans la République Fédérale d'Allemagne.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 200–201

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.74

Барбу И. и *Енеску Иляна:* **Предварительные испытания по определению максимального насыпного веса шихты для производства углеродистых изделий**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 141—145

ДК 669.14.018.291 : 621.771.2

Илка И., Риза М., Андроник Р. и *Маринеску Г.:* **Влияние факторов технологии прокатки на механические характеристики конструкционной легированной стали**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 146—151

ДК 669.14 : 669.268

Опря Санда: **Соображения касающиеся процессов диффузии в случае хромирования углеродистых сталей**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 152—156

ДК 621.928.2 :16.041.222

Розентал Г.: **Использование контролируемых атмосфер экзотермического типа, очищенных в установке с молекулярными ситами**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 152—156

ДК 669.131.6 :620.172.225

Дымбою Е. и *Флоря Р.:* **Определение поперечного модуля упругости серых чугунов**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 162—164

ДК 622.323.002.5

Акицей К: **Тяжеловесные бурильные трубы квадратного сечения**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 165—166

ДК 621.787.6

Кодряну М.: **Дробеструйное упрочнение штампованных деталей**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 167—172

ДК 669.788.669.18

Негрущ О.: **Скорый метод и доступный прибор для определения водорода в сталях**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 173—176

ДК 621.771.23 :6.001.13

Ледерер А.: **Технологические основы проектирования нагревательного и прокатного цеха для толстолистового стана в Галаце**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 177—190

ДК 669.013.5 :338.061

Давидяну Н. и *Унгуряну Д.:* **Аспекты касающиеся сокращения непродуктивных расходов на металлургическом заводе в Яссах**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 191—193

ДК 662.749.38

Кчорчовей Емилия: **Определение и повышение качества пека для производства углеродистых изделий**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 194—199

ДК 662.74.001.5

Штефэнеску И.: **Организация исследовательских работ по коксохимическому производству и по химии углей**

Metalurgia 21 (1969), nr. 3, p. 200—201

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 3
MARTIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Încercări preliminare pentru determinarea greutăţii volumetrice maxime a şarjei pentru fabricarea produselor cărbunoase

Ing. I. BARBU şi ing. ILEANA ENESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.74

ESSAIS PRÉLIMINAIRES POUR DÉTERMINER LE POIDS VOLUMÉTRIQUE MAXIMUM DE LA CHARGE LORS DE LA FABRICATION DES PRODUITS CHARBONNIERS

L'article présente les recherches sur la détermination des courbes granulométriques optimales lors de la fabrication des électrodes sidérurgiques et des anodes pour l'électrolyse de l'aluminium.

En prenant comme point de départ les prémisses théoriques et les essais avec des billes de plomb ayant un diamètre de 15, 9, 7, 5, 3 et 2 mm, les courbes sont précisées en établissant le poids volumétrique maximum obtenu avec les mélanges binaires, ternaires, quaternaires, etc. de plusieurs fractions granulométriques.

Pour les expériences on a utilisé deux types de coke :

— le coke ICEM pour les produits charbonniers, et le coke de pétrole dégazé, les fractions granulométriques étant les suivantes :

— fractions 5—15 mm, 1—5 mm, 0,2—1 mm et 0,2 mm (fractions employées à la fabrication des anodes) ;

— fractions 2—4 mm, 1—2 mm, 1 mm poudre normale et poudre fine (fractions employées à la fabrication des électrodes).

Par suite des essais portant sur les deux types de coke, dans le cas de la fabrication des anodes et des électrodes, on a constaté que les poids volumétriques maxima, par conséquent la compacité maximum, sont obtenus lorsqu'on emploie les granulations discontinues.

Ce résultat a une grande importance parce qu'il justifie l'utilisation industrielle des fractions discontinues, donc l'élimination des granulations déficitaires, sans faire baisser la qualité finale des produits obtenus.

PRELIMINARY TESTS REGARDING ESTIMATION OF MAXIMUM CHARGE VOLUME WEIGHT IN CARBON PRODUCT MANUFACTURING

The paper presents performed investigations regarding determination of optimal granulation curves for siderurgical electrodes and anodes utilized in aluminium electrolysis.

Starting from theoretical premises and from tests performed with lead balls 15, 9, 7, 5, 3 and 2 mm in diameter, curves were plotted by establishing maximal volume weight, obtained for binary, ternary, quaternary a.s.o. mixtures of different granulometric fractions.

For experiments two types of coke were utilized : ICEM coke — for carbon products — and degased petroleum coke, with following granulometric fractions :

5—15 mm, 1—5 mm, 0.2—1 mm and 0.2 mm (fractions utilized in anode manufacturing); 2—4 mm, 1 — 2 mm, 1 mm normal powder and fine powder (fractions utilized in electrode manufacturing).

Performed investigations emphasized for both types of coke, for anode manufacturing granulations as for electrode manufacturing ones, that maximal volume weight, hence maximal compactness, is obtained if utilizing discontinuous granulations.

The result is important since it substantiates utilization of discontinuous fractions on industrial scale and consequently elimination of defficient granulations, without affecting final quality of obtained products.

Într-o serie întreagă de ramuri industriale (refractare, cărbunoase etc.) se utilizează în procesul tehnologic amestecuri de diferite materii prime măcinate, deci un sistem eterogen, polidispers. O problemă esenţială în acest caz este cea a găsirii amestecului (reţetei) granulometric optim, căruia îi corespunde o aşezare optimă a particulelor, o omogenitate şi compactitate maximă a materialului, un procent cît mai mic de goluri, pentru a se obţine produse cu o densitate cît mai mare [1].

Pînă în prezent, obţinerea reţetelor de fabricaţie în industria maselor cărbunoase şi a materialelor refractare se efectuează pe baza unor

încercări repetate, a experienței și tradiției, fără a se găsi o metodă teoretică de calcul, riguroasă [2], [3], [4].

În fiecare caz în parte, curba granulometrică și fracțiunile granulometrice sînt condiționate de mărimea și domeniul de utilizare a produsului finit, de calitatea materiilor prime și de economicitatea prelucrărilor.

În industria produselor cărbunoase, de compoziția granulometrică a materiilor folosite depind proprietățile esențiale ale electrozilor, ca plasticitatea, contracția la calcinare, proprietățile mecanice, chimice, electrice etc.

Din cauza numărului mare de factori care intervin la măcinarea materialelor (duritatea, umiditatea materialului, granulația inițială, tipul agregatului de măcinare, timpul afectat etc.), precum și din cauza lipsei unei baze teoretice satisfăcătoare asupra mecanismului de amestecare și de așezare compactă a granulațiilor eterogene ca mărime și formă, pentru obținerea unei structuri compacte, nu s-a ajuns la o metodă teoretică de calcul.

S-a încercat, prin considerații geometrice legate de experiența de exploatare, să se determine o curbă granulometrică optimă pentru materia primă, ținînd seamă de faptul că greutatea volumetrică a amestecului crește o dată cu diametrul mediu al granulelor, deși din punct de vedere teoretic gradul de ocupare al spațiului pentru sfera de orice mărime dar același diametru este același, după cum se va vedea mai jos.

La stabilirea compactității unui amestec, o mare importanță o are forma particulelor. Rey propune un coeficient de formă experimental, plecînd de la textura corpurilor disperse [4]. Compactitatea C se determină cu formula:

$$C = \frac{\text{Volumul real al particulelor } (V_r)}{\text{Volumul aparent minim al particulelor } (V_m)}$$

Pentru granule sferice $C_s = 0{,}62$.

Coeficientul experimental de formă $\varnothing = \frac{C}{C_s} = 1{,}613$ se determină prin măsurarea lui V_m și V_r.

În industria materialelor refractare și ceramice, indicații asupra rețetei granulometrice dă curba Füller — Balomey, în care procentele de fracțiuni granulometrice se exprimă în funcție de rădăcina pătrată a diametrului mediu al particulelor sau de diametrul ochiurilor sitelor folosite [3].

Această metodă se utilizează în special la betoane.

În situația ideală, cînd particulele sînt sferice și au același diametru, există multe moduri de așezare între cazurile limită (compactitatea minimă și cea maximă a amestecului).

Aranjamentul cel mai afînat în cazul particulelor sferice cu diametrele egale este obținut în situația în care centrele sferelor sînt nodurile unei rețele cubice, iar fiecare sferă este în contact cu șase sfere vecine [5].

Fracția de goluri se calculează scăzînd volumul sferei din volumul cubului circumscris și împărțind diferența la volumul cubului.

$$\text{Porozitatea } P = \frac{d^3 - \frac{\pi d^3}{6}}{d^3} = \frac{6 - \pi}{6} = 0{,}4764$$

$$\text{Compactitatea} = \frac{\pi}{6} = 0{,}52$$

Aranjamentul cel mai compact se obține din straturi de sfere cu centrele așezate în triunghi sau hexagon; centrele sferelor din stratul superior se găsesc pe verticala centrului triunghiului echilateral format din centrele a trei sfere vecine ale stratului inferior.

Golurile se calculează scăzînd din volumul unui cub cu latura egală cu unitatea, volumul sferelor din cub. Numărul sferelor din cub se determină înmulțind numărul sferelor dintr-un rînd cu numărul de rînduri și straturi.

$$\text{Porozitatea} = 1 - \frac{\pi\sqrt{2}}{6} = 0{,}2595$$

$$\text{Compactitatea} = \frac{\pi}{6}\sqrt{2} = 0{,}7414$$

Așezarea medie (situația medie între cazurile limită-compactitate minimă și maximă).

$$\text{Compactitatea} = \frac{\frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{6}\sqrt{2}}{2} = \frac{\pi}{12}(1 + \sqrt{2}) = 0{,}632.$$

Deci, în cazul sferelor cu același diametru, compactitatea nu depinde de diametrul sferelor.

În cercetările efectuate s-a căutat să se stabilească o rețetă granulometrică optimă, folosind metoda Romwalter, de determinare a greutății volumetrice maxime la un amestec de doi componenți. Pentru stabilirea rețetei granulometrice optime, în compoziția căreia intră 3 — 4 — 5 componenți, s-a procedat în felul următor: s-a determinat greutatea volumetrică la amestecul de doi componenți luați în diferite proporții; greutatea totală a amestecului a fost de 200 g, iar greutatea volumetrică s-a determinat prin calcul, în urma citirii volumului minim într-un cilindru de 250 cm³, unde materialul se turna în porții mici și se tasa pînă la volum constant. Greutate volumetrică $= \frac{G}{V}$ g/cm³.

Amestecul cu greutate volumetrică maximă pentru doi componenți a fost amestecat cu al treilea component, în diferite proporții, pentru obținerea greutății volumetrice maxime a acestui nou amestec. Astfel, prin în-

cercări succesive se ajunge la rețeta finală de mai mulți componenți avînd greutatea volumetrică maximă.

Cercetările efectuate asupra stabilirii granulației optime au fost făcute în primul rînd asupra unui material cu granulație riguros discontinuă — alice de plumb — și apoi pe materii prime cărbunoase : cocs ICEM pentru produse cărbunoase și cocs de petrol degazat.

Granulațiile cercetate au fost :

— în cazul alicelor de plumb, bile cu diametrul de 15, 9, 7, 5, 3 și 2 mm ;

— la materiile prime cărbunoase : *a.* granulațiile folosite în fabricarea unor electrozi : fracția 2 — 4 mm ; fracția 1 — 2 mm ; fracția — 1 mm ; fracția pudră normală și pudră fină ; *b.* granulațiile pentru unele produse cărbunoase : fracția 5 — 15 mm ; fracția 1 — 5 mm ; fracția 0,2 — 1 mm ; fracția 0 — 0,2 mm.

Analiza granulometrică a fracțiilor de cocs utilizate la fabricarea unor produse cărbunoase este prezentată în tabela 1, iar cea a fracțiilor de cocs utilizate la fabricarea unor electrozi, în tabela 2.

Tabela 1

Fracția, mm	Materialul	Analiza granulometrică, %											
		+ 15 mm	+ 10 mm	+ 5 mm	+ 2,5 mm	+ 2 mm	+ 1 mm	+ 0,8 mm	+ 0,5 mm	+ 0,2 mm	+ 0,1 mm	+ 0,08 mm	— 0,08 mm
5—15	Cocs de petrol degazat	12	36,8	86,3	100								
	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase	13	34,3	82,8	100								
1—5	Cocs de petrol degazat			6,9	71,2	88,2	98,4	99,6	100				
	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase			3,6	64,2	79,8	93,4	96,0	100				
0,2—1	Cocs de petrol degazat						3,9	21,7	47,4	75,5	93,8	100	
	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase						0,6	15,5	46,6	78,6	94,2	100	
0,2	Cocs de petrol degazat									0,4	28,7	47,2	52,8
	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase									0,5	17,6	32,1	67,9

Tabela 2

Fracția	Materialul	Analiza granulometrică, %									
		+ 5 mm	+ 2,5 mm	+ 2 mm	+ 1 mm	+ 0,8 mm	0,5 mm	+ 0,2 mm	+ 0,1 mm	+ 0,08 mm	— 0,08 mm
2—4 mm	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase	1,6	75	100							
	Cocs de petrol degazat	0,5	94,6	100							
1—2 mm	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase			27,6	78,5	100					
	Cocs de petrol degazat			50,7	85,8	100					
—1 mm	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase				0,6	3,8	34,0	78,3	100		
	Cocs de petrol degazat				0,6	21,2	60,5	100			
pudră normală	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase							0,4	4,0	11,3	88,7
	Cocs de petrol degazat							2,7	29,7	55,1	44,9
pudră fină	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase								2,2	7,9	92,1
	Cocs de petrol degazat								2,7	11,0	89,0

Diferitele grade de umplere ale volumului, obținute în experimentările efectuate cu amestecuri de diferite granulații de alice de plumb, sînt prezentate în figura 1*. Din datele obținute rezultă că, în cazul amestecurilor, folosirea granulațiilor discontinue dă o greutate volumetrică mai mare, cu cît fracția mică este mai fină.

* Pentru ușurința calculului s-a considerat arbitrar că bila de plumb are o densitate reală egală cu 1 și astfel s-a obținut direct gradul de umplere a volumului.

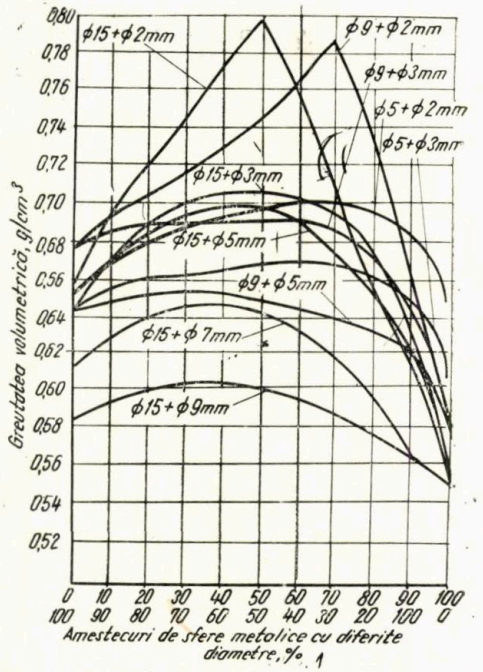


Fig. 1. Variația greutății volumetrice la amestecuri de sfere metalice cu diferite diametre.

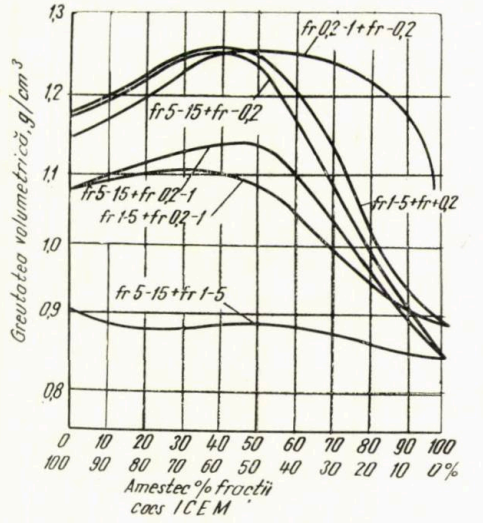


Fig. 2. Variația greutății volumetrice la amestecuri binare de diferite fracții granulometrice : — cocs ICEM — utilizate la fabricarea unor produse cărbunoase.

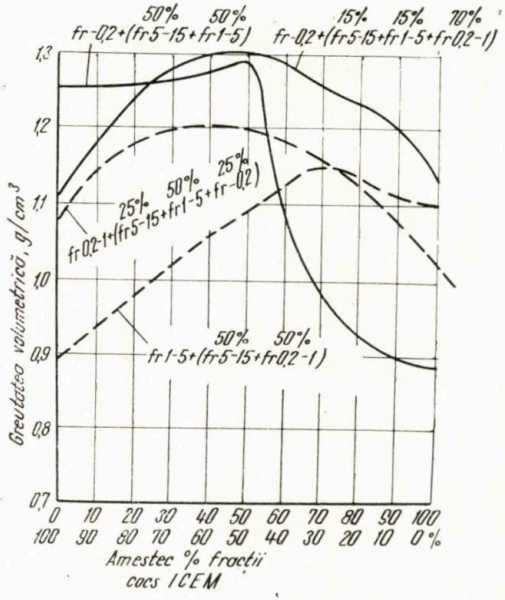


Fig. 3. Variația greutății volumetrice la amestecuri de 3 sau 4 fracții granulometrice — cocs ICEM — utilizate la fabricarea unor produse cărbunoase.

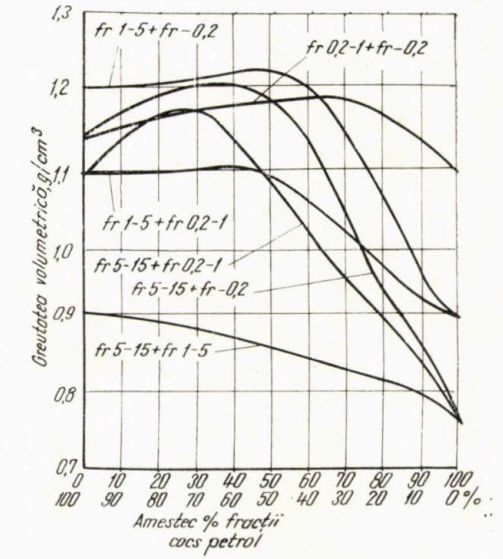


Fig. 4. Variația greutății volumetrice la amestecuri binare de fracții granulometrice — cocs de petrol degazat — utilizate la fabricarea unor produse cărbunoase.

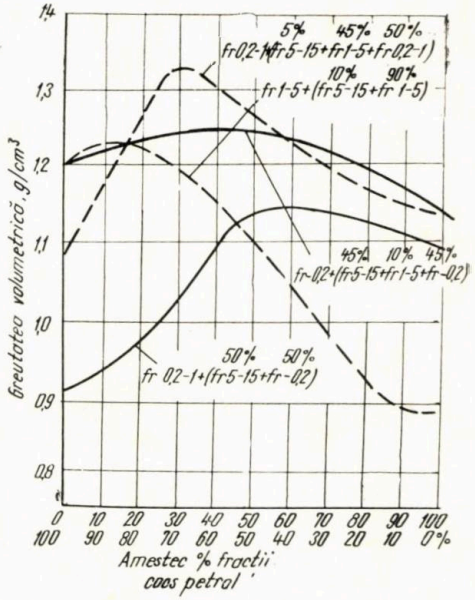


Fig. 5. Variația greutății volumetrice la amestecuri de 3 sau 4 fracții granulometrice — cocs de petrol degazat — utilizate la fabricarea unor produse cărbunoase.

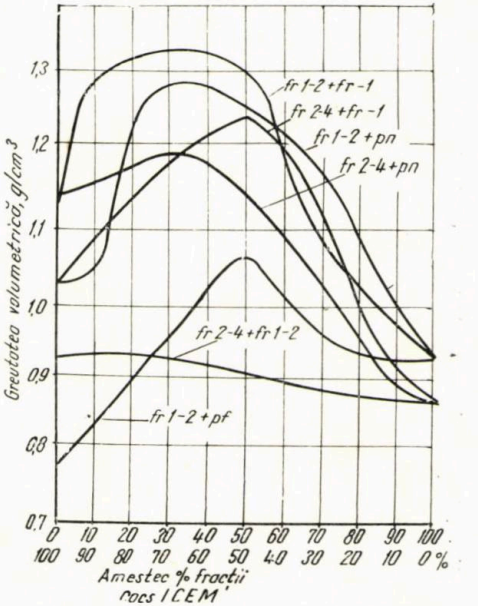


Fig. 6. Variația greutății volumetrice la amestecuri binare de diferite fracții granulometrice — cocs ICEM — utilizate la fabricarea unor electrozi.

Atît în cazul fracţiilor utilizate la fabricarea unor produse cărbunoase, cît şi în cazul celor utilizate la unii electrozi, experimentările s-au făcut pentru ambele cocsuri: cocs ICEM, pentru produse cărbunoase, şi cocs de petrol degazat.

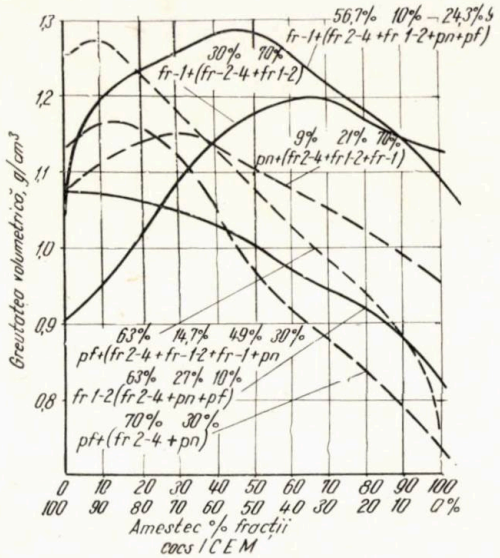


Fig. 7. Variaţia greutăţii volumetrice la amestecuri de 3, 4 sau 5 fracţii granulometrice — cocs ICEM — utilizate la fabricarea unor electrozi.

Rezultatele obţinute în ceea ce priveşte greutatea volumetrică în cazul amestecurilor de diferite fracţii granulometrice folosite

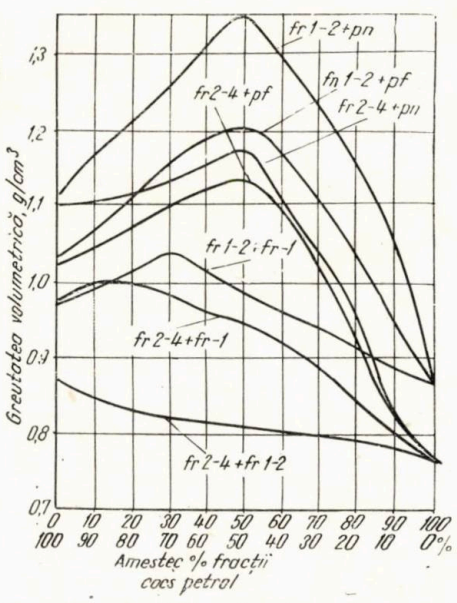


Fig. 8. Variaţia greutăţii volumetrice la amestecuri binare de fracţii granulometrice — cocs de petrol degazat — utilizate la fabricarea unor electrozi.

la fabricarea unor produse cărbunoase sînt date în figurile 2 — 5.

Greutăţile volumetrice obţinute la amestecul diferitelor fracţii granulometrice de cocs folosit la fabricarea unor electrozi sînt reprezentate în figurile 6 — 9.

Din aceste date rezultă că atît pentru cocsul ICEM, pentru produse cărbunoase, cît şi pentru cocsul de petrol degazat, greutăţile volumetrice maxime se realizează folosind unele granulaţii discontinue.

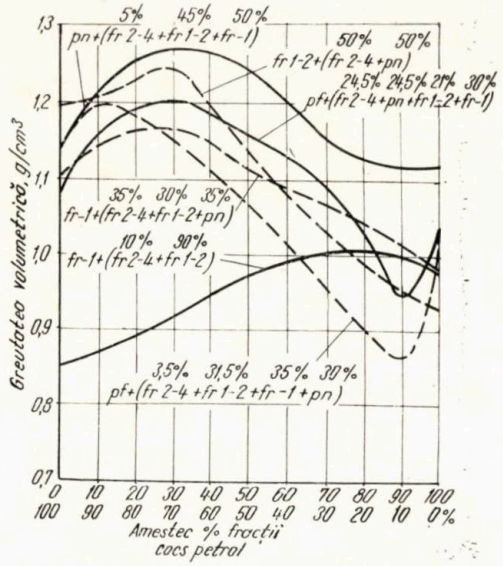


Fig. 9. Variaţia greutăţii volumetrice la amestecuri de 3, 4 sau 5 fracţii granulometrice — cocs de petrol degazat — utilizate la fabricarea unor electrozi.

Observaţie. La toate diagramele primul termen din amestec variază de la 0 la 100, celălalt, care poate fi o fracţie sau un amestec de fracţii în proporţiile indicate pe curbă, variază de la 100 la 0.

Concluzii

Studiile efectuate cu granulaţiile întrebuinţate în mod curent la producerea unor produse cărbunoase arată că nivelul general al greutăţilor volumetrice realizate este mai mare decît nivelul general al greutăţilor volumetrice obţinute cu granulaţiile de la fabricarea unor electrozi.

Din studiile efectuate atît pentru granulaţiile folosite la fabricarea unor produse cărbunoase, cît şi pentru cele folosite la fabricarea unor electrozi, reiese posibilitatea utilizării sau reducerii în producţia industrială a granulaţiilor discontinue, a eliminării unor granulaţii deficitare, fără a influenţa calitatea finală a amestecurilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sandberg M. *Developpement de la production d'électrodes pour l'électrolyse à haute température et les fours électrothermiques.* Journal du four électrique nr. 9, 1964, p. 301—304.

[2] Simonis W. *Optimaler Kornunngsaufbau von Kokskohle.* Glückauf Forschungshefte 6, 1965, p. 7—15.

[3] Dinescu R. *Bazele tehnologiei ceramicii şi refractarelor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[4] Bratu E. M. *Operaţii şi utilaje în industria chimică.* Vol. I., Bucureşti, Editura tehnică, 1960, p. 256—287.

[5] Barbu I., Ştefănescu L., Falk E. şi Emilia Corciovei. *Calitatea cocsului pentru furnal. Influenţa formei şi mărimii bucăţilor asupra permeabilităţii în strat şi a greutăţii volumetrice a cocsului.* Metalurgia XVIII, nr. 10, 1966, p. 549.

Influenţa factorilor tehnologici de laminare asupra caracteristicilor mecanice ale oţelului aliat pentru construcţii

Dr. ing. I. ILCA, ing. M. RIZA, fiz. R. ANDRONIC şi ing. GH. MATEESCU
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.14.018.291 : 621.771.2

L'INFLUENCE DES FACTEURS DE LA TECHNOLOGIE DU LAMINAGE SUR LES CARACTÉRISTIQUES MÉCANIQUES DE L'ACIER ALLIÉ POUR CONSTRUCTIONS

En utilisant les diagrammes température-longueur enregistrés avec le pyromètre construit (erreur maximum 1%, temps de résolution 1 s, diamètre minimum 6 mm), on a amelioré le processus de chauffage, en égalisant la température des billettes sur toute la longueur, et le niveau qualitatif des laminés finis, en réalisant la constance des caractéristiques mécaniques dans la mesure où elles dépendent de la variation des paramètres thermiques.

Par l'examen des effets lors du laminage de l'acier 17 M 13 on a déterminé le degré d'influence des facteurs technologiques, notamment de la température durant la dernière phase du laminage et de la vitesse de refroidissement après le laminage, sur les caractéristiques mécaniques, et on a établi comparativement la dépendence entre la température de la dernière phase du laminage et la structure métallographique. Parmi les paramètres technologiques étudiés c'est surtout à la vitesse de refroidissement après le laminage que l'on doit l'obtention des caractéristiques mécaniques.

INFLUENCE OF PROCESSING CONDITIONS DURING ROLLING ON MECHANICAL CHARACTERISTICS OF STRUCTURAL ALLOY STEEL

By utilization of temperature-lenght diagrams, plotted by means of a self-made pyrometer having 1 % maximum error, 1 second resolving time and 6 mm in diameter at its minimum, heating process was improved by longitudinal eavening of billet temperature, which led to a raise in quality level of finished rolled good, due to constant mechanical characteristics, in so far as the latter depend upon thermal parametra variation.

By investigating 17 M 13 steel during rolling, influence range of processing parametra was estimated, particularly that of final rolling temperature and of cooling rate after rolling, on mechanical characteristics. Dependence between final rolling temperature and microstructure was established as well. Among investigated parametra, cooling rate after rolling has a main influence on mechanical characteristics.

Caracteristicile fizico-mecanice ale oţelurilor laminate sînt determinate atît de compoziţia chimică, cît şi de condiţiile tehnologice de laminare.

Pentru obţinerea prin laminare a unei structuri fine, care să faciliteze ameliorarea proprietăţilor mecanice, se recomandă reducerea temperaturii de sfîrşit de laminare, ceea ce face ca energia specifică de deformare să crească, iar timpul în care materialul laminat se află peste temperatura critică de recristalizare să se reducă.

Din cercetările anterioare [1], efectuate în condiţiile industriale, se evidenţiază influenţa compoziţiei chimice asupra caracteristicilor mecanice (σ_r ; σ_c, δ_5), şi în special a conţinutului de carbon, iar în măsură mai mică aceea a factorilor tehnologici. Aceste încercări au confirmat rezultatele obţinute de INCERC şi ICEM [2], [3] şi au stat la baza introducerii noii mărci de oţel 19 M 14.

Determinarea influenţei parametrilor tehnologici asupra caracteristicilor mecanice a necesitat desfăşurarea unei intense munci de cercetare în vederea construirii aparaturii pentru măsurarea temperaturii laminatelor cu dimensiuni reduse şi a vitezei de răcire, care să satisfacă cerinţele practicii curente.

Caracteristicile tehnice ale pirometrului realizat : eroare maximă — 1%, timp de rezoluţie — 1 s, diametru minim de vizare — 6 mm recomandă utilizarea lui în scopuri de cercetare şi producţie.

Programul stabilit pentru efectuarea cercetărilor la laminarea oţelului 17 M 13 cu diametrul de 16 mm a urmărit ca domeniul temperaturilor de sfîrşit de laminare să fie cît mai larg, iar repartiţia numărului de probe pe întreg intervalul de temperatură să fie pe cît posibil uniform. De asemenea, în condiţiile existenţei unor variaţii de temperatură pe lungimea profilului laminat, este necesar să existe certitu-

dinea cunoașterii temperaturii în porțiunea din care se debitează proba. În acest scop a fost necesară instalarea de pirometre optice la ieșirea din prima și din ultima cajă, care să măsoare temperatura de început și de sfîrșit de laminare (primul pirometru cu domeniul de măsură 1 000 — 1 250°C, iar al doilea de 850 — 1 100°C).

Valorile corespunzătoare limitei superioare a domeniului de temperatură au fost obținute prin încălzirea cuptorului cu propulsie la 1 320 °C, depășirea acestei temperaturi ducînd la deficiențe tehnologice ca : lipirea țaglelor, arderea materialului etc.

Valorile limitei inferioare ale domeniului de temperatură cercetat s-au obținut prin

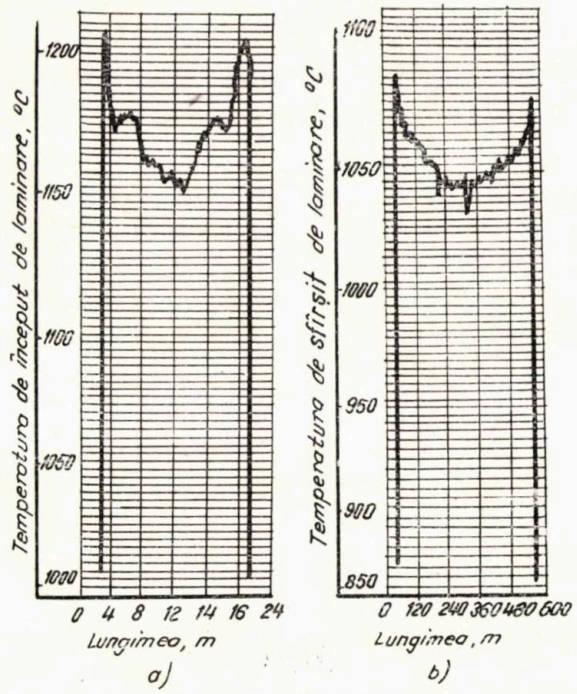


Fig. 1. Încălzirea neuniformă pe lungime, sesizată de pirometrele cu radiație montate la ieșirea laminatului : *a* — din prima cajă ; *b* — din ultima cajă.

reducerea temperaturii cuptorului la 1 250°C, iar în unele cazuri prin scoaterea din cuptor a capătului țaglei, pe o lungime de circa 2 m, timp de 20 — 45 s. În felul acesta capătul țaglei pierde din temperatură, ajungînd pînă la valori minime, de 1 050°C, ceea ce permite realizarea unui domeniu pentru temperatura de sfîrșit de laminare, cuprins între 900 și 1 000°C.

Faptul că în cajă laminatul se deplasează cu viteză constantă (0,4 m/s în prima cajă, 12 m/s în ultima cajă) permite ca diagrama temperatură-timp înregistrată de pirometru să se transforme într-o diagramă temperatură-lungime (fig. 1, 2, 3).

În timpul experimentărilor, pirometrele cu radiație montate la ieșirea laminatului din prima cajă (fig. 1, *a*) și din ultima cajă (fig. 1, *b*) au sesizat că încălzirea pe lungime este neuniformă .

Încălzirea neuniformă a țaglelor pe lungime se datorează radiației pereților cuptorului, care

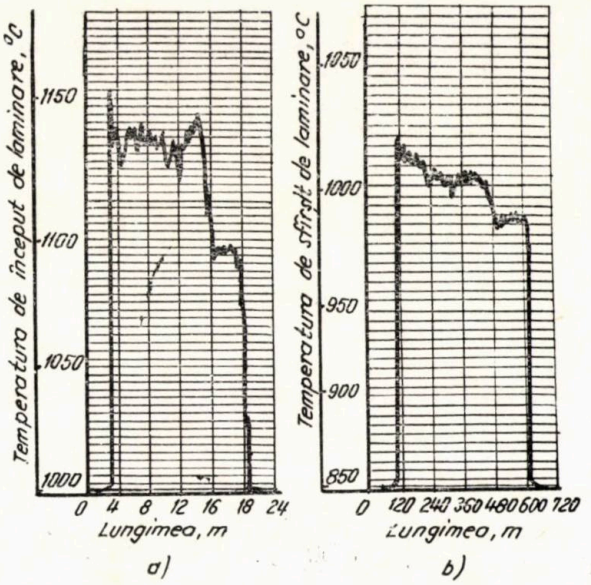


Fig. 2. Neuniformități de temperatură create la capetele unor țagle pentru extinderea domeniului de temperatură cercetat :
a — la ieșirea din prima cajă ; *b* — la ieșirea din ultima cajă.

produce o încălzire suplimentară a capetelor țaglei, făcînd ca temperatura acesteia să fie mai ridicată față de mijloc. Reglarea incorectă

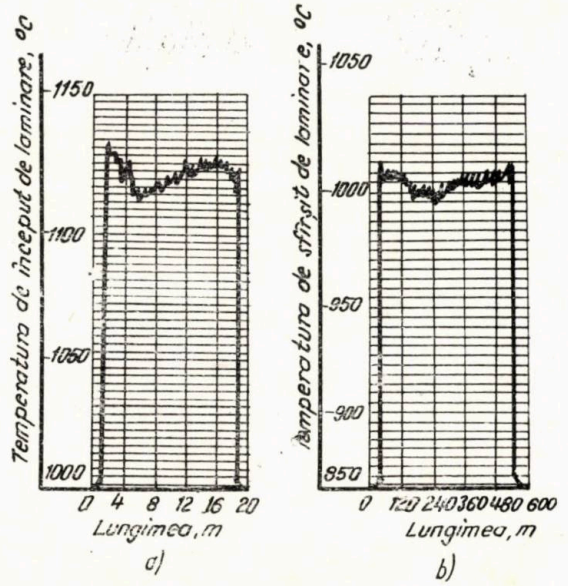


Fig. 3. Uniformizarea temperaturii la încălzire prin intermediul diagramelor temperatură — lungime :
a — la ieșirea din prima cajă ; *b* — la ieșirea din ultima cajă.

a arzătoarelor din zona de egalizare cauzează, de asemenea, ridicări locale de temperatură. Aceste neuniformități ating, în unele cazuri, valori de circa 100°C.

După cum s-a văzut, neuniformităţi de temperatură au fost create şi în mod voit la capetele unor ţagle pentru extinderea domeniului de temperatură cercetat (fig. 2, *a*, *b*). Din punct de vedere practic încălzirea neuniformă a ţaglelor poate avea influenţă atît asupra variaţiei caracteristicilor mecanice ale laminatului pe lungime, în măsura dependenţei acestora de temperatura de sfîrşit de laminare, cît şi asupra plasticităţii metalului (pe lungimea laminatului apar bavuri în porţiunile cu temperatură mai scăzută).

Cu ajutorul diagramei temperatură—lungime, în timpul experienţelor au fost localizate pe lungimea ţaglei porţiunile cu diferenţe de temperatură, care, prin reglarea arzătoarelor, au ajuns să fie reduse la minimum (fig. 3, *a*, *b*).

Cunoaşterea acestor neuniformităţi, prin interpretarea diagramelor temperatură-lungime, a avut ca efect îmbunătăţirea procesului de încălzire, iar lărgirea diapazonului de temperatură necesar experimentării s-a asigurat ulterior numai prin reducerea temperaturii la capătul ţaglei, temperatura cuptorului menţinîndu-se constantă.

Caracteristicile mecanice şi metalografice au fost determinate pe probe cu lungimea de 500 mm, tăiate din capătul barelor laminate şi poansonate cu numărul de ordine notat pe diagramele ambelor pirometre. Pentru fiecare probă s-a efectuat analiza chimică, determinîndu-se conţinutul de C, Mn, Si, caracteristicile mecanice σ_r, σ_c, δ_5, K_{Cu} 30/2, precum şi analiza metalografică a structurii rezultate în urma laminării, în secţiunea longitudinală a probelor.

În scopul evitării erorilor, provenite din cauza segregaţiilor sau a decarburării superficiale, şpanul necesar analizei chimice s-a recoltat din găuri transversale practicate în capetele probelor care au fost supuse la tracţiune.

Compoziţia chimică a probelor experimentale rezultate din producţia curentă s-a încadrat în limite relativ restrînse faţă de STAS 6928-64. Analiza statistică indică variaţiile compoziţiei chimice faţă de valorile medii (tabela 1).

Tabela 1

Elementul	Valoarea medie, %	Abaterea medie pătratică, %	Eroarea relativă, %
C	0,19	0,02	10,5
Mn	1,500	0,120	8
Si	0,332	0,033	10

Ca şi în cazul compoziţiei chimice, domeniul de variaţie a caracteristicilor mecanice este redus (tabela 2).

Tabela 2

Caracteristici mecanice	Valoarea medie pătratică	Abaterea medie pătratică	Eroarea relativă
σ_r	58,09 kgf/mm²	1,95 kgf/mm²	± 3,2
σ_c	36,66 kgf/mm²	1,67 kgf/mm²	± 4,5
δ_5	29,58%	3,73 %	±12,6
$K_{CU\,30/2}$	17,16 kgf·m/cm²	3,11 kgf·m/cm²	±18,3

După cum rezultă din aceste date, variaţiile cele mai mici le prezintă rezistenţa la rupere, iar cele mai mari — rezilienţa.

Pentru stabilirea dependenţei dintre temperatura finală de laminare şi caracteristicile mecanice, este necesară, în primul rînd, cunoaşterea efectului compoziţiei chimice, urmînd ca efectul temperaturii să se stabilească prin diferenţă.

Prin prelucrarea statistico-matematică a datelor cu ajutorul calculatorului electronic, s-au obţinut ecuaţiile care determină caracteristicile mecanice ale probelor, în funcţie de compoziţia chimică. Aceste ecuaţii sînt de forma:

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^{3} a_i x_i + \sum_{K=1}^{3}\sum_{j=1}^{3} a_{Kj} x_k x_j, \qquad (1)$$

unde:

$a_{Kj} x_K x_j = a_{jK} x_j x_K$, deci se pot grupa,

iar:

$x_1 = \%\ \mathrm{C}$; $x_2 = \%\ \mathrm{Mn}$; $x_3 = \%\ \mathrm{Si}$.

Coeficienţii pentru ecuaţia (1) sînt daţi în tabela 3.

Pe lîngă influenţa compoziţiei chimice, pentru estimarea influenţei temperaturii de sfîrşit de laminare s-au obţinut ecuaţii similare:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^{4} b_i x_i + \sum_{K=1}^{4}\sum_{j=1}^{4} a_{Kj} x_K x_j, \qquad (2)$$

unde:

$a_{Kj} x_K x_j = a_{jK} x_j x_K$, deci şi în acest caz se pot grupa,

iar:

$x_1 = \%\ \mathrm{C}$; $x_2 = \%\ \mathrm{Mn}$; $x_3 = \%\ \mathrm{Si}$, $x_4 = T_f$.

T_f — temperatura de sfîrşit de laminare.

Ecuaţiile obţinute în acest mod sînt mai exacte întrucît permit aprecierea gradului de influenţă a temperaturii de sfîrşit de laminare asupra caracteristicilor mecanice.

Coeficienţii pentru ecuaţia (2) sînt daţi în tabela 4.

Prin introducerea acestei noi variabile $x_4 = T_f$ în toate ecuaţiile factorul de corelare a crescut, după cum rezultă din datele comparative prezentate în tabela 5.

Determinarea cantitativă a variaţiei caracteristicilor mecanice în funcţie de tempe-

Tabela 3

y	a_0	a_1	a_2	a_3	a_{11}	a_{22}	a_{33}	$2a_{12}$	$2a_{13}$	$2a_{23}$
σ_r	−42,9159	73,809	44,5784	−89,4762	−36,0972	0,89917	−228,475	−453,213	71,1159	147,977
σ_c	16,153	197,534	−14,535	69,753	−23,1895	− 9,3425	−40,587	61,551	− 732,121	72,946
δ_5	32,4887	−99,0903	43,7438	−53,4866	6,72462	−29,522	−254,477	7,88245	221,369	93,9777
K_{CU}	40,753	88,8425	−33,207	0,81767	17,919	36,397	138,679	−185,496	462,295	−130,898

Tabela 4

y	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	b_{11}	b_{22}	b_{33}	b_{44}	$2b_{12}$	$2b_{13}$	$2b_{14}$	$2b_{23}$	$2b_{24}$	$2b_{34}$
σ_r	1154,43	−1115,53	93,3969	391,554	−2,43315	−50,1297	1,72306	−289,843	0,0011815	−655,268	486,308	2,1968	144,065	−0,010503	−0,5627
σ_c	−1216,25	−2714,27	62,3943	250,797	3,11167	−27,5418	− 5,54633	−100,763	−0,001923	− 80,6191	−266,445	3,2046	90,6365	−0,070253	−0,285522
δ_5	−1428,66	−598,156	296,850	−297,141	2,93294	17,8022	−16,2025	−236,541	−0,001325	265,299	178,661	0,111432	111,180	−0,377	0,230
K_{CU}	1731,59	1724,9	−29,346	−963,940	3,76209	45,2015	37,2088	305,470	−0,0018783	149,022	−197,061	−2,12665	−117,334	−0,0848	0,9921

Tabela 5

Parametrul corelat	Factorul de corelare în funcție de compoziția chimică	Factorul de corelare în funcție de compoziția chimică și de T_f
σ_r	0,67	0,78
σ_c	0,33	0,522
δ_5	0,513	0,522
K_{CU} 30/2	0,473	0,675

Tabela 6

y	c_0	c_1	c_2	c_3	c_4
σ_r	−2,43315	2,1968	−0,010503	−0,562711	0,002363
σ_c	3,11167	3,2046	−0,070253	−0,28552	−0,0038455
δ_5	2,9329	0,111432	−0,377	0,23	−0,00265
K_{CU}	3,762	−2,12665	−0,0848	0,9921	−0,003757

ratura de sfîrşit de laminare s-a făcut prin derivarea ecuaţiilor (2), obţinîndu-se ecuaţii de forma :

$$\frac{d_y}{d_T} = C_0 + \sum_{i=1}^{4} C_i x_i \qquad (3)$$

Coeficienţii pentru ecuaţia (3) sînt daţi în tabela 6, iar notaţiile sînt identice cu cele ale ecuaţiilor (1) şi (2).

Utilizînd ecuaţia (3) rezultă pentru caracteristicile mecanice următoarele variaţii cantitative :

$$\frac{d\sigma_r}{dT} = -0{,}03 \frac{\text{kgf}\cdot\text{mm}^{-2}}{^\circ\text{C}};$$

$$\frac{d\sigma_c}{dT} = -0{,}05 \frac{\text{kgf}\cdot\text{mm}^{-2}}{^\circ\text{C}};$$

$$\frac{d\delta_5}{dT} = \frac{0{,}004\%}{^\circ\text{C}};$$

$$\frac{dK_{CU}}{dT} = 0{,}185 \frac{\text{kgf}\cdot\text{m}\cdot\text{cm}^{-2}}{^\circ\text{C}}$$

Aceste valori indică gradul de influenţă a temperaturii de sfîrşit de laminare asupra caracteristicilor mecanice, fapt de altfel reflectat şi de dinamica creşterii coeficienţilor de corelare ai ecuaţiilor.

mm (fig. 4) s-a stabilit prin observarea minuţioasă şi repetată a probelor metalografice care au fost clasate în trei grupe reprezentative (*a*, *b*, *c*) pentru domeniul de temperatură cuprins între 900 şi 1 000°C, alcătuind o scară comparativă în raport cu microstructurile metalografice din STAS 7626-66.

Examinarea microstructurilor obţinute la diferite temperaturi de sfîrşit de laminare arată că, la temperatura de aproximativ 900°C, structura este ferito-perlitică (fig. 4, *a*), ferita şi perlita fiind dispuse în şiruri paralele subţiri.

Pe măsură ce temperatura creşte, grosimea straturilor paralele de ferită şi perlită se măreşte concomitent cu creşterea grăunţilor. Totodată se observă o atenuare a dispunerii în şiruri a structurii. La temperatura de 950°C (fig. 4, *b*) structura în şiruri dispare, iar ferita şi perlita devin compacte, cu dimensiuni mult mărite.

O dată cu creşterea în continuare a temperaturii, creşterea grăuntelui austenitic face ca la viteza de răcire existentă să nu mai poată precipita ferita proeutectoidă la marginea grăuntelui. O parte din ferită va precipita în interiorul grăunţilor de perlită sub forma unor grăunţi fini alungiţi (Widmanstätten). În jurul temperaturii de 1 000°C (fig. 4, *c*) ferita proeutectoidă aproape dispare, toată ferita precipitînd în interiorul unor grăunţi perlitici foarte mari.

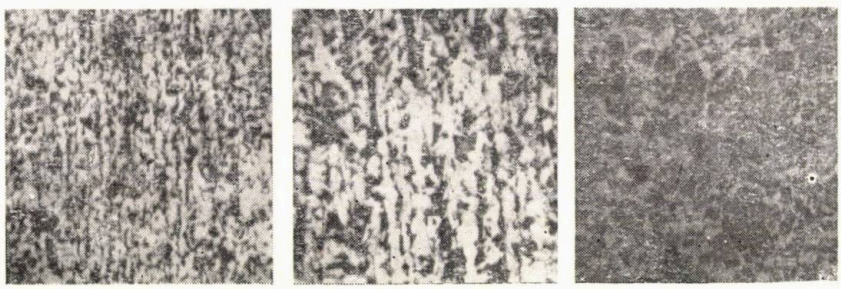


Fig. 4. Influenţa temperaturii de sfîrşit de laminare asupra structurii metalografice a oţelului 17 M 13, Ø 16 mm :
a – la temperatura de aproximativ 900°C; *b* – la 950°C; *c* – la 1 000°C.

Creşterea coeficientului de corelare a ecuaţiei (2) de la 0,67 la 0,78, prin introducerea variabilei $X_4 = T_f$, şi existenţa unui factor de creştere mediu al rezistenţei la rupere cu $-0{,}03$ kgf·mm^{-2}/°C confirmă existenţa acestei influenţe.

Analiza metalografică s-a efectuat pentru fiecare probă în scopul corelării parametrilor termici cu caracteristicile mecanice şi structura obţinută după laminare.

Dependenţa dintre temperatura de sfîrşit de laminare şi structură a oţelului 17 M 13, Ø 16

Încercările de a stabili dependenţa dintre temperatura de sfîrşit de laminare şi structura oţelului 17 M 13 arată că schimbarea mărimii grăuntelui după deformare cauzează modificarea limitei de rezistenţă şi tenacitate.

Probabil că mijlocul cel mai eficace pentru controlul mărimii grăuntelui este reglarea intensităţii răcirii barei imediat după deformare. În cazul acesta schimbarea structurii oţelului este legată de reglarea răcirii.

Influenţa deformării plastice asupra mărimii grăuntelui este înlăturată de efectul tempera-

Tabela 7

Mediul de răcire	Viteza de răcire, °C/s	Rezistența la rupere, kgf/mm²
Apă	—	110
Ulei	106	76
Apă pulverizată	16	58
Aer comprimat	4,0	54
Aer liber	2,5	52
Răcire în cuptor	0,028	47

turii de sfîrșit de laminare, astfel că grăuntele nou format manifestă tendința de creștere nedorită, dacă nu este supus răcirii rapide. În acest scop, s-au efectuat încercări care să indice influența vitezei de răcire asupra caracteristicilor mecanice la oțelul de construcții cercetat.

Pentru a păstra compoziția chimică cît mai omogenă, din aceeași bară laminată din oțel 17 M 13, Ø 16 mm, s-au tăiat 50 probe cu lungimea de 300 mm. Grupate cîte cinci, probele s-au încălzit pînă la valoarea corespunzătoare temperaturii de sfîrșit de laminare (~ 900°C), iar răcirea de la această temperatură s-a realizat în diferite medii : aer liber (pentru determinarea condițiilor de similitudine cu răcirea care are loc pe patul de răcire), apă, ulei, apă

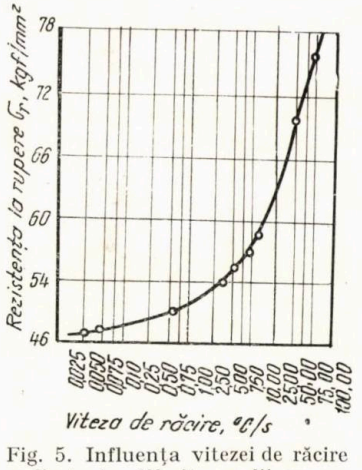


Fig. 5. Influența vitezei de răcire realizate în diferite medii asupra rezistenței la rupere a oțelului 17 M 13, Ø 16 mm.

pulverizată, aer comprimat, apă pulverizată și aer comprimat și răcirea împreună cu cuptorul. Viteza de răcire pentru fiecare mediu s-a obținut prin înregistrarea curbelor de răcire trasate cu compensograful cuplat la un termocuplu de contact, al cărui capăt a fost lipit în prealabil de suprafața probei.

În tabela 7 și în figura 5 se redă, în funcție de natura mediului experimentat, viteza de răcire realizată și valoarea obținută pentru rezistența la rupere.

Examinînd rezultatele obținute se observă că, variind viteza de răcire, rezistența la rupere a acestui oțel s-a modificat între 47 kgf/mm² (în cazul răcirii în cuptor) și 110 kgf/mm² (în cazul răcirii în apă).

Rezultă că pot fi influențate în mare măsură caracteristicile fizico-mecanice ale laminatului finit, prin aplicarea după laminare a vitezei de răcire corespunzătoare.

Concluzii

Utilizînd diagramele temperatură — lungime, înregistrate cu pirometrul construit (eroare maximă 1%, timp de rezoluție 1 s, diametrul minim de vizare 6 mm), s-au adus îmbunătățiri procesului de încălzire, prin uniformizarea temperaturii țaglelor pe lungime, și nivelului calitativ al laminatelor finite, prin realizarea constanței caracteristicilor mecanice în măsura dependenței acestora de variația parametrilor termici.

Prin cercetările efectuate la laminarea oțelului 17 M 13, s-a determinat gradul de influență a factorilor tehnologici, în special a temperaturii de sfîrșit de laminare și a vitezei de răcire după laminare, asupra caracteristicilor mecanice și s-a stabilit comparativ dependența dintre temperatura de sfîrșit de laminare și structura metalografică. Dintre parametrii tehnologici cercetați rezultă că vitezei de răcire după laminare îi revine un rol important în garantarea caracteristicilor mecanice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ilca I., Mateescu Gh., Riza M., Radu A. și Hăncilă N. *Cercetări cu privire la influența factorilor termomecanici asupra caracteristicilor de rezistență la deformarea plastică a oțelului 17 M 13.* Metalurgia, nr. 4, 1967, p. 200.

[2] * * * Studiul I.N.C.E.R.C. *Oțeluri pentru beton armat, oțel slab aliat, laminat la cald, cu profil periodic tip PC.* Referat cu concluzii, 1967.

[3] * * * Studiul I.C.E.M. *Verificarea sistematică a calității oțelurilor beton PC. Concluzii și interpretare statistică,* 1967.

Considerații privind procesele de difuzie în cazul cromizării oțelurilor carbon

Ing. SANDA OPREA
Institutul politehnic – București

CZ 669.14 : 669.268

CONSIDÉRATIONS SUR LES PROCESSUS DE DIFFUSION LORS DE LA CHROMISATION DES ACIERS AU CARBONE

Les recherches sur le traitement thermochimique de chromisation ont démontré qu'à la chromisation par diffusion le produit final du proccssus a été une couche protectrice inoxydable, liée intégralement au métal de base et ayant une résistance remarquable à l'usure. La dureté et la profondeur de la couche chromisée dépendent de la teneur en carbone de l'acier ; elles augmentent avec l'augmentation de la durée de maintien à la température du processus et avec la teneur en chrome du mélange des poudres.

En ce qui concerne les aciers doux, la migration des atomes de chrome dans les couches superficielles, conséquence de la migration continue des vacances dans le réseau, est en fonction de la valeur du coefficient de diffusion :

$$D = A\,z\,e^{\frac{-j+W}{RT}}.$$

Pour les aciers ayant une teneur plus grande en carbone, la profondeur de la couche chromisée est moindre mais sa teneur en chrome augmente à cause de l'apparition des carbures qui empêchent la diffusion du chrome vers l'intérieur.

CONSIDERATIONS REGARDING DIFFUSION PROCESS DURING CARBON STEEL CHROMISATION

Experimental investigations regarding chromisation emphasized the fact that during diffusion-chromisation the final result was a perfectly adherent stainless protective layer, having an outstanding high wear resistance. Hardness and depth of chromized layer depend upon carbon content of steel, increasing with keeping time at prescribed temperature and with chromium content of mixed powders.

For mild steel, migration of chromium atoms within the superficial layers — as a result of continuous migration of vacancies in the lattice — is a function of diffusion coefficient value :

$$D = A\,z\,e^{\frac{-j+W}{RT}}.$$

For steels with higher carbon content, depth of chromized layer was smaller but with a higher chromium content due to arising carbides which hindered chromium diffusion towards the core.

Spre deosebire de alte tratamente termochimice, lucrările experimentale publicate în legătură cu cromizarea oțelurilor în fază solidă, lichidă sau gazoasă sînt mai puțin numeroase [1]—[4], cu toate că acest procedeu se caracterizează prin numeroase avantaje : straturi cromizate, de înaltă calitate, care nu se pot fisura nici sub influența unor puternice șocuri mecanice și termice, duritatea superficială optimă etc. ; prin tratamentul de cromizare, conținutul în crom al straturilor superficiale variază progresiv de la suprafață spre miez, proprietățile acestor straturi fiind analoge cu cele ale oțelurilor înalt aliate cu crom (fig. 1 și 2).

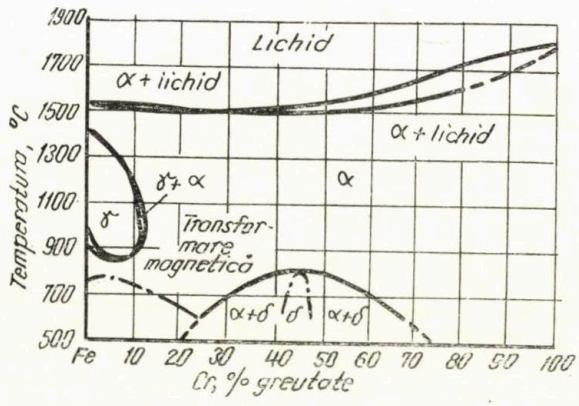


Fig. 1. Diagrama de echilibru a sistemului Fe—Cr.

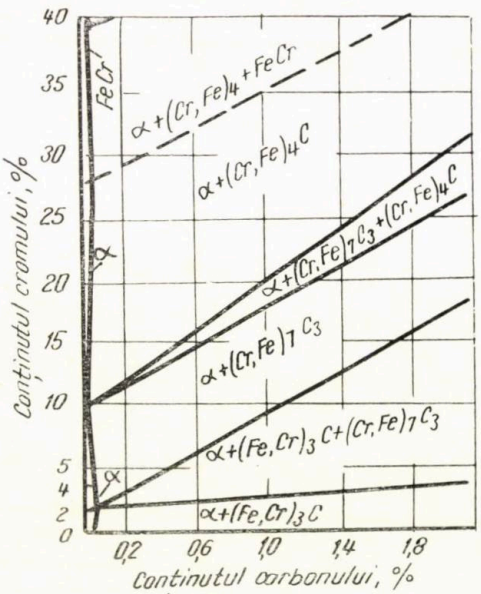


Fig. 2. Unghiul în fier al diagramei ternare Fe—Cr—C.

Condiții experimentale. Lucrările efectuate au avut la bază procedeul combinat solid-gazos în regim staționar. Pentru cromizare s-au folosit amestecuri de pulberi formate din ferocrom,

Tabela 1

Denumirea materialului	Compoziție, %						
	Cr	C	Fe	Si	P	S	Mn
Ferocrom	58,2	6,7	32,8	1,2	0,02	0,03	0,85
Cromit din zăcămînt de crom din sudul Banatului (V. Neamțului și Tișonița)	Cr_2O_3	Al_2O_3	Fe_2O_3	FeO	MgO	SiO_2	H_2O
	32,8	28,75	1,8	18,7	14,35	1,8	1,8
Caolin din rocă ardezidică din M-ții Harghita	alcalii 0,8	33	1,2			53,8	11,2

cromit, caolin și clorură de amoniu (activator) în diferite proporții. Eșantioanele de oțeluri supuse încercărilor experimentale au fost încălzite în domeniul de temperatură 900—1 100°C; factorii principali care au variat în timpul experiențelor au fost: calitatea oțelului, compoziția amestecului de pulberi necesar cromizării, temperatura, durata procesului. În tabela 1 sînt redate compozițiile chimice ale componenților amestecului de pulberi folosit pentru cromizare. Caolinul și clorura de amoniu au fost uscate înainte de efectuarea experiențelor și păstrate în vase închise, întrucît rezultatele cromizării depind în mare măsură de gradul de uscare a acestor materiale; caolinul a avut și rolul să împiedice sinterizarea amestecului de cromizare și să permită circulația mai ușoară a gazelor. Introducerea caolinului și a clorurii de amoniu insuficient uscate a produs o cromizare necorespunzătoare, cu aderențe pe piese. Transportul cromului la suprafața eșantioanelor s-a realizat în fază gazoasă, care a luat naștere în urma proceselor de volatilizare; o variantă a acestui procedeu este cromizarea sub vid, unde are loc o volatilizare mai intensă a cromului.

Eșantioanele (Ø10 × 20 mm) au fost împachetate cu pulberea de cromizare și introduse în cutiile de cementare; între eșantioane și pereții cutiei s-a menținut un spațiu de minimum 15 mm. Încălzirea s-a efectuat în cuptor electric cu reglare automată a temperaturii; adîncimea stratului cromizat s-a determinat prin analiză microscopică. La prepararea probelor metalografice, ca reactiv de atac pentru straturile superficiale sărace în crom s-a utilizat nital, iar pentru cele bogate, apă regală.

Rezultate experimentale și interpretarea lor. Rezultatele experimentale au fost verificate pe un număr suficient de probe (tabelele 2 și 3), pentru a se putea trage concluzii fondate și reproductibile; dintre oțelurile cercetate, cele mai bune rezultate au fost obținute la cromizarea oțelului OLC 15 (tabela 2).

Examinarea metalografică a probelor cromizate a pus în evidență două sau trei straturi distincte, cu graniță la anumite procente fixe ale elementului de aliere. Straturile superficiale au fost bogate în metalul introdus, concentrația

Tabela 2

Amestec de pulberi pentru cromizare	Temperatura de încălzire, °C	Durata procesului, h	Grosimea stratului cromizat, mm
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	1 050	20	0,50
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	1 050	18	0,42
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	1 050	16	0,27
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	1 000	20	0,39
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	1 000	18	0,33
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	1 000	16	0,21
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	950	20	0,34
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	950	18	0,28
90% Fe-Cr 10% $ClNH_4$	950	16	0,16
45% Fe-Cr 45% cromit 10% $ClNH_4$	1 050	20	0,37
45% Fe-Cr 45% cromit 10% $ClNH_4$	1 000	20	0,25
45% Fe-Cr 45% cromit 10% $ClNH_4$	950	20	0,20
45% Fe-Cr 45% cromit 10% $ClNH_4$	1 050	18	0,24
45% Fe-Cr 45% cromit 10% $ClNH_4$	1 000	18	0,15
45% Fe-Cr 45% cromit 10% $ClNH_4$	950	18	0,12
65% Fe-Cr 30% caolin 5% $ClNH_4$	1 050	12	0,04
65% Fe-Cr 30% caolin 5% $ClNH_4$	1 050	15	0,06

Tabela 3

Oțelul	Adîncimea stratului cromizat, μ, la o durată de 8 h, la temperaturile			
	950°C	1 000°C	1 050°C	1 100°C
OLC 15	13	21	29	38
OLC 50	11	16	21	28
OSC 8	9	14	19	23
OSC 12	6	12	16	21
W 45	12	20	23	27

Obs.: Compoziția amestecului: 65% ferocrom; 30% caolin; 5% NH_4Cl.

elementului de aliere scăzînd treptat pînă s-a atins concentrația metalului de bază din miez.

În figurile 3, 4 și 5 se dau micrografiile eșantioanelor de OLC 15 cromizate, a căror

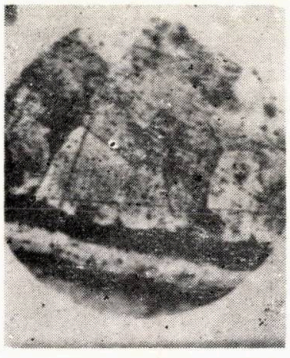


Fig. 3. Eșantion de OLC 15 cromizat în amestec de pulberi: 60% ferocrom; 35% caolin; 5% $ClNH_4$, la 1 050°C, timp de 8 h.

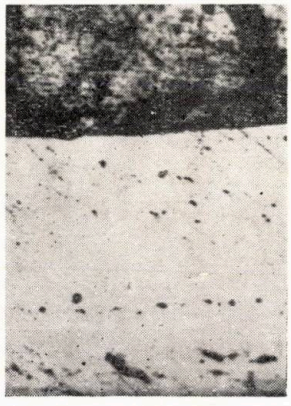


Fig. 4. Eșantion de OLC 15 cromizat timp de 18 h la 1 050°C, într-un amestec cu următoarea compoziție: 90% ferocrom și 10% $ClNH_4$.

structură corespunde diagramei de echilibru termic fier—crom—carbon (fig. 1). Astfel, în micrografia reprezentată în figura 3 se observă stratul cromizat de culoare albă, neatacat, cu aspect lucios și neted, în care procentul de crom difuzat depășește 11%. Straturile următoare, reprezentate prin banda de culoare neagră, corespund unui conținut mai scăzut de crom (fig. 1). Aceste straturi de aspect gri deschis sînt perfect netede și continue însă grosimea lor este mult mai mică decît aceea a straturilor de cromizare lucioasă, obținute în cazul oțelurilor moi. În partea superioară a micrografiei se distinge structura inițială a oțelului.

În partea superioară a micrografiilor din figurile 4 și 5 se constată structura inițială a oțelului, scoțîndu-se în evidență mărimea grăunților de ferită. În partea inferioară se observă microstructura stratului cromizat, care reprezintă o soluție solidă a cromului în fier α, avînd aspectul unei benzi lucioase, aproape inatacabilă (fig. 1).

La cromizare cromul și alte metale de acoperire pătrund în rețeaua cristalină a metalului de bază, în loc să adere doar la suprafață ca în cazul altor metode. Rezultatele experimentale au confirmat faptul că, în domeniul temperaturilor de 950—1 000°C, datorită cantității mici de crom care difuzează, grosimea stratului cromizat a fost mai mică (tabela 3), în comparație cu grosimea obținută la 1 100°C. La temperaturi mai mici, amestecurile de cromizare sînt mai puțin active și pentru cromizare sînt necesare durate mai mari. Duritatea, concentrația în crom și adîncimea stratului cromizat depind de mediul care cedează cromul, de temperatură și de durata cromizării. S-a verificat faptul că la oțelurile cu conținut scăzut de carbon (OLC 15, OLC 50) se obține o adîncime mai mare de cromizare față de oțelurile cu conținut mai ridicat de carbon (OSC 8, OSC 12), la care prezența carburilor împiedică difuzia cromului. În cazul oțelului W 45 cu elemente de aliere (W, V) care favorizează procesul termochimic, grosimea stratului cromizat a fost mai mare față de cazul oțelurilor cu conținut mai ridicat de carbon.

Fig. 5. Eșantion de OLC 15 cromizat timp de 20 h la 950°C, într-un amestec de pulberi format din 90% ferocrom și 10% $ClNH_4$.

Determinările experimentale efectuate, analizele chimice și metalografice au arătat că natura straturilor de difuzie formate în timpul cromizării depinde, într-un grad însemnat, de conținutul de carbon al materialului tratat. Cromizarea oțelului cu conținut mic de carbon în condițiile experimentale efectuate a dus la formarea straturilor de ferocrom cu aspect lucios și neted. Grosimea acestor straturi în funcție de compoziția amestecului de cromizare (tabela 2) a variat între 0,04 și 0,5 mm. Aceste acoperiri reprezintă o serie de aliaje superficiale ductile de fier și crom, asemănătoare oțelurilor inoxidabile; ele rezistă la coroziune și nu formează oxizi la temperaturi înalte.

Cromizarea oțelului cu conținut mai ridicat de carbon a determinat formarea straturilor de carburi de crom [$(Fe\ Cr)_3\ C$; $(Cr\ Fe)_7\ C_3$ etc.], ca urmare a combinării cromului cu o parte din carbonul zonelor superficiale. Acest strat a avut o culoare gri deschis, o grosime mică (cca. 30 μm) și o duritate ridicată, prezentînd o bună rezistență la uzură, abraziune și eroziune.

Cercetările experimentale au arătat că adîncimea stratului cromizat în mediu solid și conținutul său în crom depind în mare măsură de compoziția amestecului în care s-au efectuat experiențele.

În condițiile experimentale realizate (tabela 2) cele mai bune rezultate s-au obținut la cromizarea oțelurilor cu conținut mic de carbon. Stratul exterior format (OLC 15) a conținut 20—31% Cr, structura sa fiind în zona feritică din partea superioară a diagramei Fe-C-Cr.

În toate cazurile adîncimea stratului cromizat a crescut cu mărirea temperaturii și cu durata de cromizare. Cromul a fost adus la suprafața probelor sub formă exclusiv gazoasă prin intermediul vaporilor de clorură $CrCl_2$. Procesul termochimic de cromizare se poate considera format din următoarele etape principale: disocierea, adsorbția și difuzia:

$$ClNH_4 \rightarrow NH_3 + ClH$$

$$2ClH + Cr = Cl_2Cr + H_2$$

$$3Cl_2Cr + 2Fe = 2Cl_3Fe + 3Cr$$

Cromul obținut se prezintă sub formă atomică și poate difuza ușor în interiorul probei; transportul cromului se efectuează pe baza unui proces de tip catalitic, care evită reacția de schimb cu metalul din proba tratată. Grosimea stratului cromizat (tabela 2) a avut valori mai mari (fig. 6) cînd experiențele s-au

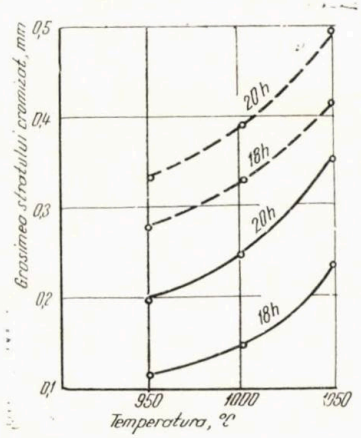


Fig. 6. Variația grosimii stratului cromizat (OLC 15) în funcție de temperatură la diferite durate pentru amestecuri de cromizare formate din:
– – – – 90% ferocrom, 10% $ClNH_4$;
——— 45% ferocrom, 45% cromit, 10% $ClNH_4$.

efectuat cu o concentrație ridicată de ferocrom în amestecul de pulberi folosit; acest fenomen se explică prin faptul că în asemenea condiții fenomenele de disociere, adsorbție și cataliză care au loc la suprafața de separare probă — fază gazoasă — amestec solid, sînt mult mai intensive.

În cazul cromizării oțelurilor moi, migrarea atomilor de crom în straturile superficiale se poate explica în mod satisfăcător pe baza existenței defectelor în rețea — defecte de tip Schottky — care permit atomilor să se deplaseze cu o oarecare ușurință. Defectele Schottky produse la suprafață sînt constituite numai din vacanțe fără atomi interstițiali, difuzia atomilor de crom realizîndu-se ca urmare a migrării continue a vacanțelor [5],[9].

Cu ajutorul datelor termodinamice se poate determina numărul de defecte Schottky într-un cristal aflat în echilibru la temperatura T:

— entropia S, corespunzătoare formării amestecului (relația lui Stirling)

$$S = K\,[(N+n)\log(N+n) - N\log N - n\log n] \quad (1)$$

— energia liberă F a unui cristal în care există n defecte:

$$F = nW - KT\,[(N+n)\log(N+n) - N\log N - n\log n] \quad (2)$$

Diferențiind ecuația (2) în raport cu n pentru starea de echilibru (F=0), se obține:

$$\frac{n}{N+n} = e^{\frac{-W}{KT}} \quad (3)$$

respectiv (numărul de atomi dintr-un cristal monoatomic — N — fiind mare în raport cu n):

$$\frac{n}{N} = e^{\frac{-W}{KT}} = e^{\frac{-W}{RT}}, \quad (4)$$

unde:

W este energia necesară pentru ca un atom să treacă dintr-o poziție în alta.

Prin urmare, conform ecuației (4), numărul de defecte în rețea crește pe măsură ce temperatura se mărește; așa se explică faptul că la oțelurile moi adîncimea stratului cromizat și conținutul acestuia în crom au fost mai mari cînd experiențele s-au efectuat la temperaturi mai înalte față de cazul oțelurilor cu conținut mai mare de carbon (fig. 7 și tabela 3).

Pentru aceste oțeluri migrarea atomilor de crom în straturile superficiale, ca urmare a migrării continue a vacanțelor în rețea, este condiționată, în mare măsură, de valoarea coeficientului de difuzie:

$$D = A\,z\,e^{\frac{-j}{RT}} \cdot e^{\frac{-W}{RT}}$$

sau :

$$D = A\, z\, e^{\frac{-j+W}{RT}}$$

unde :

$W + j = Q$ este energia de activare pentru difuzie în cristal.

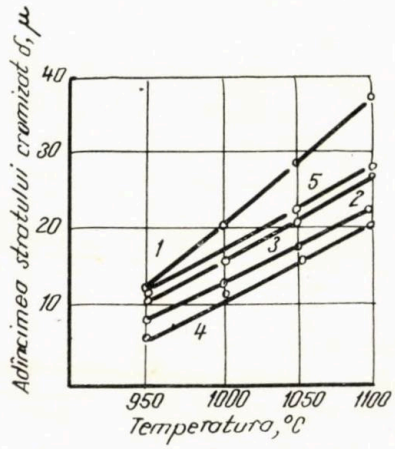


Fig. 7. Variaţia grosimii stratului cromizat în funcţie de temperatură pentru diferite oţeluri carbon :
1 – OLC 15; *2* – OLC 50; *3* – OSC 8; *4* – OSC 12; *5* – W 45.

Lucrările experimentale de cromizare a oţelurilor cu conţinut mai mare de carbon au stabilit faptul că cromul este un element care formează carburi în mod activ; acestea împiedică difuzia cromului, avînd ca efect o micşorare a adîncimii stratului cromizat (fig. 7 şi tabela 3).

La oţelurile cu conţinut mai mare de carbon, simultan cu difuzia cromului în stratul superficial are loc o difuzie în contracurent a carbonului. De aceea, la sfîrşitul experienţelor la suprafaţa pieselor tratate s-a constatat prezenţa unei cruste compacte de carburi, care a împiedicat pătrunderea cromului în adîncime.

Microdurităţile stratului cromizat la 1 100°C la durata de 8 h pentru probele de oţel cercetat s-au prezentat astfel :

Oţelul	OLC 15	OLC 50	OSC 8	OSC 12	W 45
Microduritatea Hμ, kgf/mm²	655	1 510	1 880	1 910	2 010

Microduritatea stratului cromizat este mai mare la oţelurile cu conţinut ridicat de carbon : OSC 8, OSC 12, W 45. Aceasta se datorează carburilor de crom care se formează în timpul cromizării şi care împiedică difuzia cromului în interior, ceea ce face ca la aceste oţeluri să se obţină straturi subţiri dar cu conţinut ridicat de crom. În toate cazurile, la cromizarea prin difuziune, produsul final al procesului termochimic a fost un strat protector inoxidabil, legat integral de metalul de bază şi cu o rezistenţă remarcabilă la uzură.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rozenthal O. şi Carp M. *Asupra cromizării pieselor de oţel şi fontă.* Metalurgia, nr. 6, 1963, p. 387.

[2] * * * *Tratamentul de cromizare pentru supapele de ghidare ale turbinelor de gaz.* Machinery, iunie 20, 1962, vol. 100, p. 1401.

[3] * * * *Cromizarea pentru rezistenţa la temperaturi înalte şi pentru rezistenţa la uzură.* Metalworking Production, dec. 21, 1960, p. 64 – 66.

[4] Gerbunov N. S. şi Judini I. *Învelişurile din crom la difuziune.* Moscova, ed. A.N., U.R.S.S., 1946.

[5] Lahtin I. *Influenţa elementelor care se aliază asupra proceselor de difuziune la fier şi oţel.* VNIITOMAS–1947, p. 147.

[6] Schumann H. *Metalurgia fizică.* Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

[7] Podborskii L. K. *Cromizarea în mediu solid a cuţitelor paloten şi a pilelor, în paste.* Sbornik „Proţessî uprocineniia detalei maşin", 1964, p. 63–67.

[8] Hicholls J. New Britisch hot – dip aluminising process. Certif. Engr. 1964, nr. 37, p. 8.

[9] Galmiche P. *Cromizarea lucioasă, cromizarea dură şi noutăţi tehnice ONERA de protecţie şi de ansamblu.* Traitement termique, nr. 5, 1965, p. 17.

Folosirea atmosferelor controlate de tip exoterm purificate într-o instalaţie cu site moleculare

Ing. C. ROSENTHAL
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini – I.C.T.C.M.

CZ 621.928.2 : 66.041.222

L'UTILISATION DES ATMOSPHÈRES CONTROLÉES DE TYPE EXOTHERME PURIFIÉES DANS UNE INSTALLATION À TAMIS MOLÉCULAIRES

Afin d'éliminer le bioxyde de carbone et l'eau des atmosphères controlées de type exotherme, utilisées pour les traitements thermiques des métaux à l'I.C.T.C.M. (Bucarest), on a établi le projet, on a éxécuté et on a expérimenté une installation à tamis moléculaires (confectionnés par l'ICECHIM) pour purifier les gaz.

Cette installation permet d'éliminer simultanément le bioxyde de carbone et l'eau et fonctionne sans interruption avec un débit de 0,5 m³/h d'atmosphère controlée.

On a précisé l'effet de l'atmosphère controlée de type exotherme, purifiée, sur certains aciers et métaux non ferreux.

On a démontré la possibilité d'utiliser l'atmosphère exotherme purifiée comme gaz support, pour la cémentation et pour la carbonitruration.

Par la purification des atmosphères de type exotherme dans l'installation à tamis moléculaires on peut élargir la sphère d'application de ces atmosphères, qui sont utilisables dans tous les traitements thermiques et thermochimiques des aciers alliés et non alliés à petite, moyenne et haute teneur en carbone, ainsi que des métaux et des alliages non ferreux.

UTILIZATION OF CONTROLED EXOTHERMAL ATMOSPHERE, PURIFIED IN A MOLECULAR SIEVING DEVICE

A device for gas purification with molecular sieves (manufactured by the Chemical Research Institute) was designed, carried-out and tested by the Machine Building Research Institute, in view to remove CO_2 and H_2O from controled exothermal atmospheres, utilized in heat treatment of metals.

The device enables to remove simultaneously CO_2 and H_2O, with a continous 0,5 m³/hour controled atmosphere flow.

Due to performed investigations, influence of purified controled exothermal atmosphere on steels and non-ferrous metals was established.

Utilization possibilities of purified controled exothermal atmosphere as supporting gas in case-hardening and carbonitriding are emphasized.

Purification of exothermal atmospheres in devices with molecular sieves enlarges the utilization range of those atmospheres. They can be utilized in heat treatment and case-hardening of alloyed and unalloyed steel with low, medium and high carbon content, as well as for non-ferrous metals and alloys.

Este cunoscut faptul că dintre toate atmosferele controlate folosite la tratamentele termice ale metalelor, atmosferele exoterme brute sînt cele mai economice [1]. Din legile echilibrului termodinamic între atmosfera de tip exoterm şi oţel, precum şi din practică reiese că, datorită conţinutului ridicat de H_2O şi CO_2, aceste atmosfere sînt oxidante şi decarburante, producînd denaturarea suprafeţei pieselor supuse încălzirii [2], [3].

Pentru a evita efectul cauzat de CO_2 este necesară reducerea conţinutului acestui gaz sub 0,1% iar a celui de H_2O, sub 2,4 g/m³ (sub −10°C punct de rouă) [4]. Se cunosc mai multe metode de eliminare a vaporilor de apă şi a bioxidului de carbon din atmosferele controlate de tip exoterm [5], dintre care cele mai moderne sînt instalaţiile cu site moleculare pentru adsorbţia simultană a H_2O şi CO_2 [6].

Din datele prezentate în literatura de specialitate rezultă că, prin aplicarea procesului de adsorbţie cu site moleculare, concentraţia CO_2 scade pînă la 0,01% iar punctul de rouă al gazului uscat coboară pînă la −50°C [7]. În plus, instalaţiile prezintă şi avantajul unei construcţii simple şi al unei exploatări sigure şi uşoare.

Dat fiind aceste avantaje, în cadrul I.C.T.C.M. a fost proiectată şi executată o instalaţie experimentală pentru purificarea atmosferei controlate de tip exoterm cu site moleculare.

Instalaţia de purificare este formată din următoarele subansambluri principale: coloanele cu sită moleculară; instalaţia pentru vehicularea şi încălzirea aerului necesar pentru regenerare; aparate de măsură şi control.

Instalaţia este prevăzută cu trei coloane cu diametrele de 250 mm şi înălţimea utilă de 600 mm, umplute fiecare cu aproximativ 25 kg sită moleculară 4 Å, cu diametrul de 1,6 mm, fabricate de uzina ICECHIM - Dudeşti. Sînt necesare trei coloane: una în exploatare, una în răcire şi una în regenerare.

Regenerarea coloanelor se face prin insuflarea în sens invers trecerii gazelor a aerului încălzit la temperatura de 350°C. În fiecare

coloană au fost introduse cîte trei termocupluri dispuse la extremitățile și la mijlocul coloanei, pentru măsurarea temperaturii în timpul exploatării și răcirii.

Pereții laterali ai coloanelor sînt prevăzuți cu o manta cu apă pentru răcire în timpul exploatării și după regenerare. În partea de sus și de jos a fiecărei coloane sînt prevăzute cîte trei robinete, care permit legarea coloanei la circuitul de gaze produs de generator, la circuitul de aer pentru regenerare sau la un circuit de punere a coloanelor în serie.

Instalația pentru vehicularea și încălzirea aerului necesar regenerării este compusă dintr-un compresor și un încălzitor. Cu compresorul

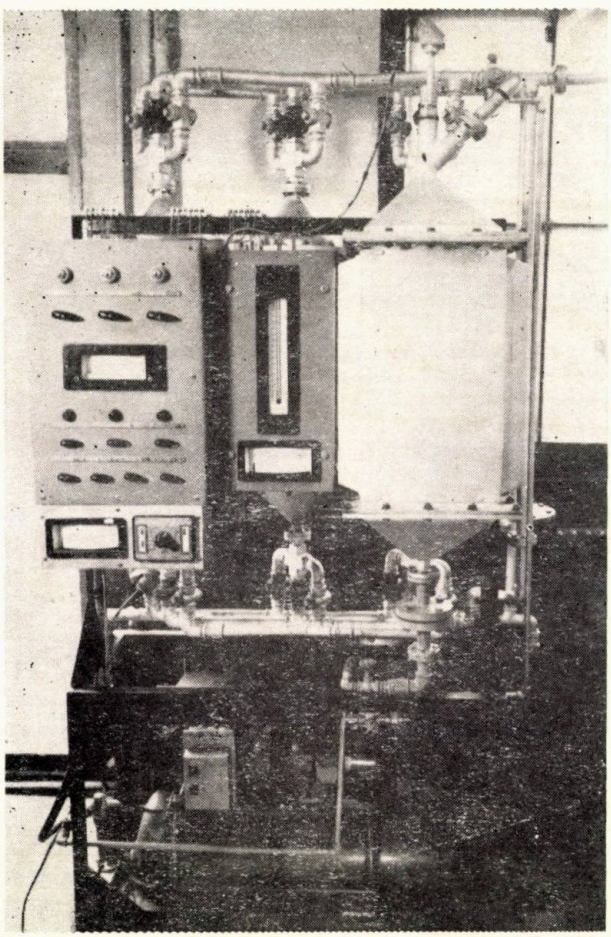


Fig. 1. Vedere din față a instalației de purificare a atmosferei controlate de tip exoterm.

se vehiculează aerul necesar regenerării coloanelor. Aerul este încălzit într-un încălzitor cu rezistențe electrice, cu puterea de 8 kW. În figura 1 se vede, în partea de jos, compresorul, iar în partea dreaptă, încălzitorul de aer.

Măsurarea temperaturii aerului încălzit se face, în partea superioară a încălzitorului, cu ajutorul unei termorezistențe din platină și a unui logometru. Debitul de aer care trece prin uscător este măsurat cu ajutorul unui debitmetru cu diafragmă. Din încălzitor, aerul poate fi trecut prin oricare din coloane, după cum este necesar, și apoi este evacuat la coș. Răcirea coloanei se face cu aerul existent în circuitul care ocolește încălzitorul. Pe circuitul de aer este intercalată o supapă de siguranță cu membrană, etalonată la trei atmosfere pentru prevenirea accidentelor care s-ar putea ivi la o manipulare greșită a robinetelor.

Manevrarea tuturor robinetelor se face manual.

În partea stîngă a instalațiilor de purificare (fig. 1) este dispus panoul de comandă, pe care sînt așezate instrumentele de control.

În vederea măsurării și reglării temperaturii aerului pentru regenerare a fost prevăzut un logometru termoregulator, iar pentru măsurarea debitului de aer, un debitmetru diferențial. Măsurarea temperaturii în coloane se face cu termocupluri Fe-Constantan. Pentru a măsura temperatura în trei puncte din fiecare dintre cele trei coloane, a fost montat un comutator cu 12 poziții. Măsurarea presiunii gazelor se face cu ajutorul unui manometru indicator.

În urma determinărilor parametrilor funcționali ai instalației de purificare a gazelor a fost stabilit ciclul de funcționare, după cum urmează :

Durata de exploatare a coloanei
la un debit de gaze de 0,5 m^3/h pentru $\alpha = 0,9$ ..... 3 h
la un debit de gaze de 0,75 m^3/h pentru $\alpha = 0,6$ ..... 3 h
Durata de regenerare
la un debit de aer de 30 m^3/h și la
temperatura de 350°C 2h
Durata de răcire forțată . . . . . 1 h
Durata evacuării aerului din coloană, după răcire ... 2 min

În urma purificării în condițiile descrise a atmosferei controlate, produsă de un generator de tip exoterm, se obțin gaze cu un conținut foarte redus de CO_2 și H_2O.

Pentru determinarea efectului atmosferelor controlate, purificate, de tip exoterm, au fost efectuate încercări de încălzire, cementare și carbonitrurare, pe epruvete din diferite oțeluri.

În scopul determinării efectului de decarburare, epruvetele au fost încălzite în atmosferă controlată, la temperatura de 830°C, cu durata de menținere de la 15 min la 6 h. Încălzirea a fost făcută în atmosferă exotermă purificată, săracă și bogată, cu compoziția chimică indicată în tabela 1.

Încercările au fost făcute într-un cuptor de laborator cu mufă, cu un volum de 30 dm^3, debitul de atmosferă controlată fiind de 10 $dm^3/dm^3/h$. Răcirea epruvetelor s-a făcut în ulei, tot sub atmosferă controlată. După menținerea la temperatură și răcirea în ulei, epruvetele au avut un aspect cenușiu cu ușor luciu metalic. Pe suprafața epruvetelor nu s-a observat prezența oxizilor.

Tabela 1

Tipul atmosferei	Compoziția chimică, %					Punct de rouă, °C	Conținut de H_2O, g/m³
	CO	CO_2	H_2	CH_4	N_2		
Exotermă săracă	1,4	10,5	1,3	—	87,0	+18	15,4
Exotermă purificată săracă	1,7	< 0,1	1,35	—	96,1	−25	0,685
Exotermă bogată	10,0	5,0	13,0	0,5	71,0	+18	15,4
Exotermă purificată bogată	11,0	< 0,1	13,8	0,5	73,2	−25	0,685

Acțiunea atmosferei asupra oțelurilor a fost determinată prin cercetarea metalografică a epruvetelor. Rezultatele măsurării adîncimii stratului decarburat sînt date în tabela 2.

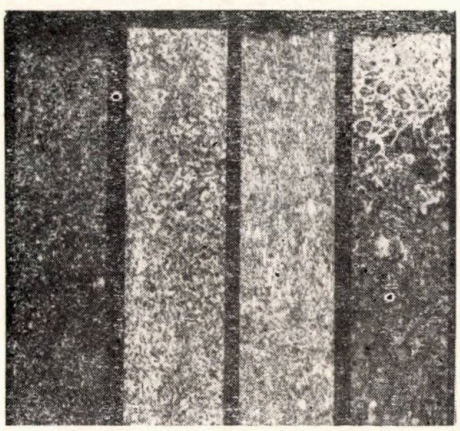
Din tabela 2 și din figura 2 se poate constata că, în cazul încălzirii cu o durată de 4 h în atmosferă exotermă bogată și purificată, nu se produce decarburarea oțelurilor RUL 1,

Tabela 2

Marca oțelului	Tipul atmosferei	Durata de menținere, min						
		15	30	45	60	120	240	360
OLC 45 0,47% C	săracă	$S_{0.022}$	$S_{0.068}$	$S_{0.110}$	$S_{0.175}$	$S_{0.220}$	$S_{0.330}$	$S_{0.330}$
	bogată	0.00	$S_{0.044}$	$S_{0.099}$	$S_{0.110}$	$S_{0.110}$	$S_{0.220}$	—
OSC 10 0,98% C	săracă	$S_{0.022}$	$S_{0.044}$	$S_{0.044}$	$S_{0.063}$	$S_{0.066}$	0.125	0.180
	bogată	$S_{0.022}$	$S_{0.033}$	$S_{0.044}$	$S_{0.055}$	$S_{0.066}$	$S_{0.125}$	—
RUL 1 0,97% C 1,43 % Cr	săracă	0.00	0.000	$S_{0.022}$	$S_{0.033}$	$S_{0.044}$	$S_{0.044}$	$S_{0.044}$
	bogată	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
41 MoC 11 0,40% C 1,00% Cr 0,19 % Mo	săracă	$S_{0.022}$	$S_{0.033}$	$S_{0.044}$	$S_{0.055}$	0.066	0.070	0.077
	bogată	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
C 120 1,95% C 11,8% Cr	săracă	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	bogată	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

Obs. S = sărăcire în carbon.

După cum era de așteptat, în cazul atmosferei bogate se obțin decarburări mai mici decît



a *b* *c* *d*

Fig. 2. Microstructura unor epruvete din diferite oțeluri menținute 4 h la temperatura de 900°C, în atmosferă controlată exotermă bogată și purificată (×100, atac nital 2 %): *a* – RUL 1; *b* – 41 MoC 11; *c* – C 120; *d* – OSC 10.

în cazul atmosferei sărace, datorită cantității mai mari de CO, respectiv 11%, în loc de 1,8%.

41 MoC 11, C 120, iar la oțelurile OLC 45 și OSC 10 se constată o sărăcire în carbon. În cazul încălzirii cu durate mai scurte, egale cu duratele de încălzire pentru călire, nu se produc decarburări (fig. 2).

În figura 3 sînt prezentate microstructurile unor epruvete din oțel OSC 10, menținute diferite durate de timp la temperatura de 830°C în atmosferă exotermă bogată și purificată.

Atmosfera controlată de tip exoterm purificată se folosește ca gaz suport pentru cementare în mediu gazos. La acest gaz suport, literatura de specialitate recomandă adăugarea, în calitate de element carburant, a unei cantități de 8–15% gaze naturale [1].

În scopul determinării cantității optime de gaze naturale, ce trebuie adăugate la atmosfera exotermă bogată și purificată, au fost făcute încercări cu diferite cantități de gaze naturale, și anume: 2,5; 5; 10; 15 și 20%.

Pentru a se determina acțiunea de cementare a acestor atmosfere au fost făcute probe de cementare la temperatura de 900°C, timp

de 2 h. Debitul de gaze suport a fost de 10 $dm^3/dm^3/h$. Punctul de rouă la intrarea în retortă a fost de −25°C, iar la ieşirea din retortă, de −14 pînă la −16°C. În cazul atmos-

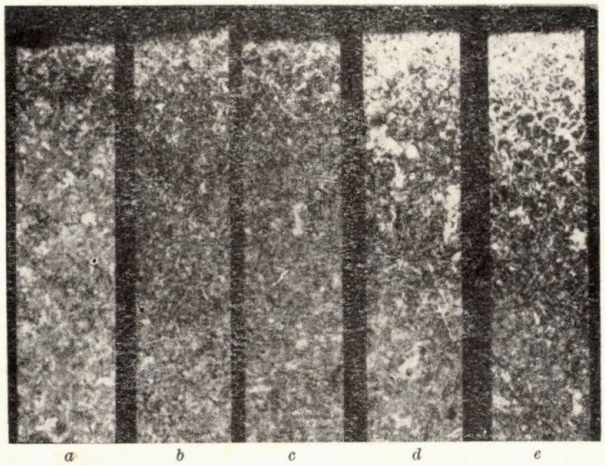


Fig. 3. Microstructura unor epruvete din OSC 10 menţinute la temperatura de 830°C în atmosferă controlată exotermă bogată şi purificată (×100, atac nital 2%):
a − 15 min; *b* − 45 min; *c* − 60 min; *d* − 120 min; *e* − 240 min.

ferelor exoterme purificate, punctul de rouă nu indică potenţialul de carbon ca în cazul atmosferelor endoterme.

Acţiunea atmosferei asupra probelor a fost determinată prin măsurarea microscopică a adîncimii stratului cementat (tabela 3).

Tabela 3

Marca oţelului	Cantitatea de gaze naturale adăugate, % de volum				
	2,5	5	10	15	20
OLC 15 0,16%C	0,00	0,110	0,330	0,580	0,825
18 MC 10 0,17% C 1,2% Mn 0,98% Cr	0,00	0,125	0,220	0,420	0,800
18 MoCN 06 0,20% C 1,00% Cr 0,25% Mo 0,70% Ni	0,00	0,0175	0,275	0,380	0,880
13 CN 30 0,10% C 1,40% Cr 3,05% Ni	0,00	0,20	0,440	0,660	1,100
21 MoMC 12 0,21% C 1,0% Mn 1,2% Cr 0,25% Mo	0,00	0,160	0,220	0,450	0,770

Variaţia adîncimii stratului cementat în funcţie de cantitatea de gaze naturale adăugate este prezentată în diagrama din figura 4.

În figura 5 sînt prezentate microstructurile straturilor unor probe de oţel OLC 15, cementate timp de 2 h la 900°C, în atmosferă exotermă purificată şi bogată, cu diferite conţinuturi de gaze naturale.

În cazul adaosului de 20% sau mai mare de gaze naturale, în retortă şi pe piese se constată depunere de negru de fum.

Din analiza rezultatelor obţinute reiese că adaosul optim de gaze naturale este de 15%.

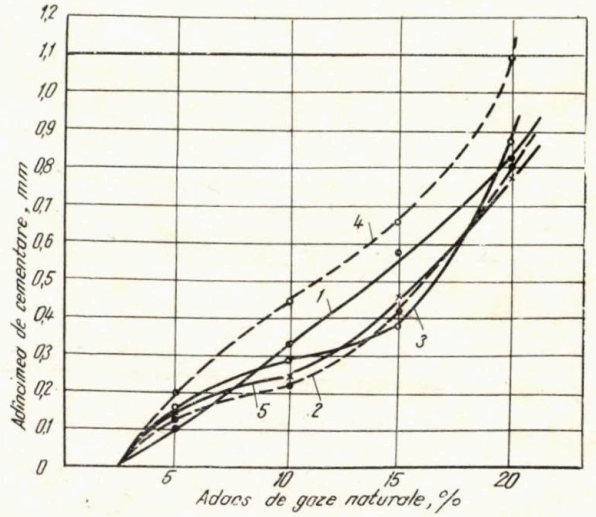


Fig. 4. Variaţia adîncimii stratului cementat în funcţie de durata de menţinere, la temperatura de 900°C în atmosferă exotermă, cu adaos de 15% gaze naturale:
1 − OLC 15; *2* − 17 MC 10; *3* − 18 MoCNO 6; *4* − 13 CN 33; *5* − 21 MoMC 12

În figura 6 este arătată variaţia adîncimii stratului cementat, în funcţie de durata de menţinere a unor probe din oţel OLC 15, la temperatura de 900°C, în atmosferă exotermă

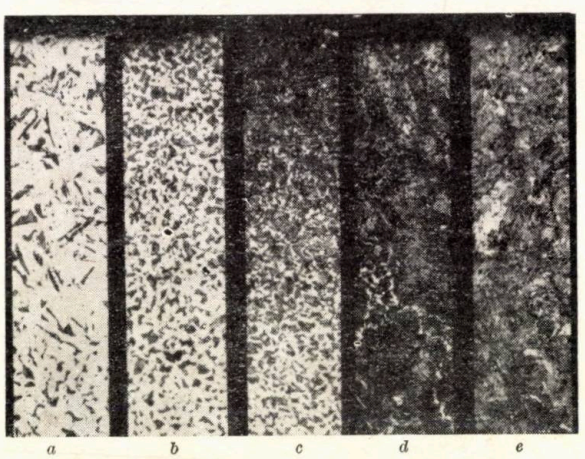


Fig. 5. Microstructura stratului cementat al unor probe din oţel OLC 15, cementat 2 h la 900°C în atmosferă exotermă bogată şi purificată, cu diferite adaosuri de gaze naturale (×100, atac nital 2%):
a − 2,5%; *b* − 5%; *c* − 10%; *d* − 15%; *e* − 20%.

bogată, purificată cu adaos de 15% gaze naturale.

Pe lîngă cementare, atmosfera controlată exotermă bogată purificată poate servi drept

gaz suport și în cazul carbonitrurării. Carbonitrurarea se execută adăugînd amoniac și gaze naturale la atmosfera suport.

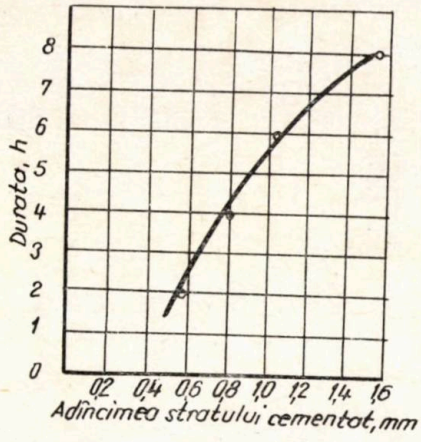


Fig. 6. Variația adîncimii stratului cementat în funcție de durata de menținere a unor probe din oțel OLC 15 la temperatura de 900°C în atmosferă exotermă bogată și purificată, cu adaos de 15% gaze naturale.

În încercările efectuate de I.C.T.C.M. au fost studiate influența duratei și a temperaturii de carbonitrurare în atmosferă exotermă purificată și bogată cu adaos de 10% amoniac și 15% gaze naturale. În diagrama din figura 7 este dată variația adîncimii stratului carbonitrurat la temperatura de 850°C, în funcție de durata de menținere. Se constată că, în cazul oțelului OLC 15, se obține adîncimea de 0,63 mm a stratului carbonitrurat la menținerea timp de 6 h și de 0,81 mm, la 8 h menținere.

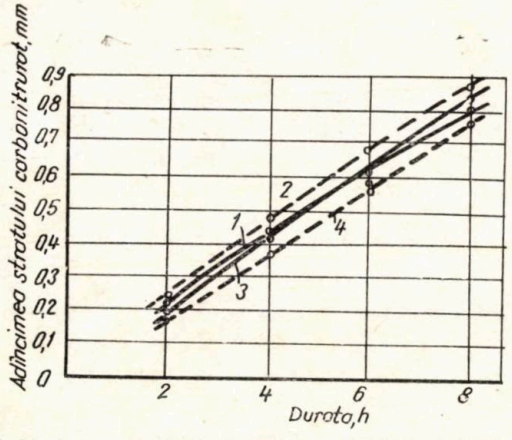


Fig. 7. Variația adîncimii stratului carbonitrurat în funcție de durata de menținere în atmosferă exotermă bogată și purificată, cu 15% gaze naturale și 10% amoniac, la temperatura de 850°C:
1 – OLC 15; *2* – 13 CN 33; *3* – 21 MoC 12; 17 MC 10; *4* – 18 MoCNO 6.

Din diagramă se constată că rezultatele obținute sînt comparabile cu cele obținute prin metodele clasice de carbonitrurare.

Pe lîngă faptul că atmosferele controlate exoterme purificate în instalația cu site moleculare sînt mai ieftine decît atmosferele de tip endoterm folosite în prezent, ele mai prezintă marele avantaj că datorită conținutului scăzut de H_2 și CO nu sînt explozibile, iar datorită conținutului scăzut de CO nu sînt toxice.

Prin purificarea atmosferelor de tip exoterm în instalația cu site moleculare se poate mări sfera de aplicabilitate a acestor atmosfere, ele putînd fi folosite la toate operațiile de tratamente termice și termochimice ale oțelurilor nealiate și aliate, cu conținut mediu și ridicat de carbon, precum și ale metalelor și aliajelor neferoase.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Metals Handbook, 8-tr. Edition, Vol. 2, ASM, Ohio, 1964, p. 70.

[2] Minkler W. *Manual de buzunar pentru utilizarea gazelor de protecție.* Editat de firma Mahler, R.F.G., 1963.

[3] Göhring W. Eigenschaften, Erzeugung und Anwendung von Schutz — und Reaktionsgasen für die Wärmebehandlung von Metallen in Werkstatt und Betrieb, nr. 5, 1964, p. 331–338.

[4] Kluge G. Schutzgasglühen, Metalloberfläche, nr. 11, nov. 1961, p. 325–335.

[5] A. de Fruyt. *Application aux traitements thermiques des atmosphères obtenus à partir de générateurs exothermiques.* La Technique Moderne, nr. 6, 1962, p. 291–294.

[6] Western H. *Molecular sieves in atmosphere control.* Metal Progress, nr. 2, 1960, p. 75–78.

[7] * * * *Panel of Experts, Answers. Atmosphere Questions.* Metal Progress, nr. 3, 1965, p. 101–105.

Determinarea modulului de elasticitate transversal la fontele cenuşii

Conf. ing. E. DÎMBOIU şi ing. R. FLOREA
Institutul politehnic – Braşov

CZ 669.131.6 : 620.172.225

LA DÉTERMINATION DU MODULE D'ÉLASTICITÉ TRANSVERSAL POUR LES FONTES GRISES

Dans la première partie de l'article on expose la méthode du pendule de torsion appliquée à la détermination du module d'élasticité transversal.

Dans la seconde partie on décrit le schéma de l'installation qui sert à déterminer le module d'élasticité transversal des fontes grises ; on présente les résultats obtenus à la suite des expériences effectuées ainsi que le degré de précision des mesurages.

ESTIMATION OF TRANSVERSE ELASTIC MODULUS FOR GREY CAST IRON

In the first part of the paper, torsion pendulum method, utilized for transverse elastic modulus estimation, is presented. Further, results of performed investigations are given for grey cast iron test bars and, finally, precision of carried-out measurements is indicated.

Una din metodele dinamice utilizate pentru determinarea modulului de elasticitate transversal la solide este metoda pendulului de torsiune. Folosirea acestei metode presupune existenţa unei epruvete cilindrice, încastrată la partea superioară şi fixată la partea inferioară într-un volant (fig. 1).

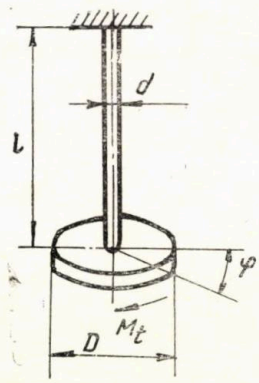


Fig. 1. Pendulul de torsiune.

Pentru sistemul din figura 1 compus din epruveta cilindrică de diametru d şi lungimea l şi volantul al cărui moment de inerţie este J, aflat în mişcare de vibraţie torsională liberă cu amortizare vîscoasă, ecuaţia mişcării este :

$$J\frac{d^2\varphi}{dt^2} + R_m\frac{d\varphi}{dt} + k\,\varphi = 0, \qquad (1)$$

în care φ este unghiul de torsiune al sistemului ; R_m — coeficientul de amortizare (rezistenţa mecanică) al sistemului, iar k — constanta elastică a epruvetei, definită ca momentul de torsiune M_t care produce un unghi de torsiune egal cu unitatea. Relaţia de definiţie a constantei de elasticitate k pentru o epruvetă circulară de secţiune constantă este :

$$k = \frac{G\,I_p}{l} = \frac{G\pi d^4}{32\,l}, \ \mathrm{N\cdot m}, \qquad (2)$$

în care G este modulul de elasticitate transversal, iar I_p — momentul de inerţie polar.

Momentul de inerţie mecanic J al volantului reprezentînd un disc plin de diametru D şi masă M are expresia :

$$J = \frac{M\,D^2}{8}, \ \mathrm{kg\cdot m^2} \qquad (3)$$

Introducînd notaţiile :

$$\beta = \frac{R_m}{2J} \text{ — factorul de amortizare ;} \qquad (4)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{J}} \text{ — pulsaţia proprie a sistemului ;} \qquad (5)$$

$$\omega = \sqrt{\omega_0^2 - \beta^2} \text{ — pseudopulsaţia,} \qquad (6)$$

ecuaţia (1) va avea forma :

$$\frac{d^2\varphi}{dt^2} = 2\,\beta\frac{d\varphi}{dt} + \omega_0^2\,\varphi = 0 \qquad (7)$$

Soluţia ecuaţiei diferenţiale (7) în cazul în care $\beta < \omega_0$ (cazul unei forţe de frecare reduse), este :

$$\varphi = \Phi_0\, e^{-\beta t}\sin(\omega\, t + \Phi). \qquad (8)$$

Mişcarea punctului material este în acest caz o mişcare vibratorie amortizată de amplitudine :

$$\Phi = \Phi_0\, e^{-\beta t}, \qquad (9)$$

care descreşte exponenţial cu timpul.

Atunci cînd amortizarea este suficient de mică pentru ca β să poată fi neglijat în comparație cu ω_0, relația (6) devine $\omega = \omega_0 = 2\pi f^{\text{tors}(O)}$ ($f^{\text{tors}(O)}$ este frecvența proprie), deci :

$$\omega = \omega_0 = 2\pi f^{\text{tors}(O)} = \sqrt{\frac{k}{J}} \qquad (10)$$

Înlocuind k cu expresia sa din relația (2), se obține :

$$f^{\text{tors}(O)} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{G\pi d^4}{32\,l\,J}},\ \text{Hz} \qquad (11)$$

Din relația (11) rezultă formula după care se poate calcula valoarea modulului de elasticitate transversal G :

$$G = \frac{128\,\pi\,l\,J}{d^4}(f^{\text{tors}(O)})^2,\ \text{N/m}^2 \qquad (12)$$

Rezultă deci că, avînd cunoscute l, J și d și măsurînd frecvența de oscilație a sistemului, se poate determina modulul de elasticitate transversal G al epruvetei.

Pentru caracterizarea capacității de amortizare a materialului epruvetei se folosește noțiunea de decrement logaritmic, definită ca logaritmul natural al raportului dintre două amplitudini succesive situate de aceeași parte a poziției de echilibru :

$$\delta = \ln \frac{\Phi n}{\Phi_{n+1}} \qquad (13)$$

În cele ce urmează se prezintă rezultatele obținute la determinarea modulului de elasticitate transversală la fontele cenușii.

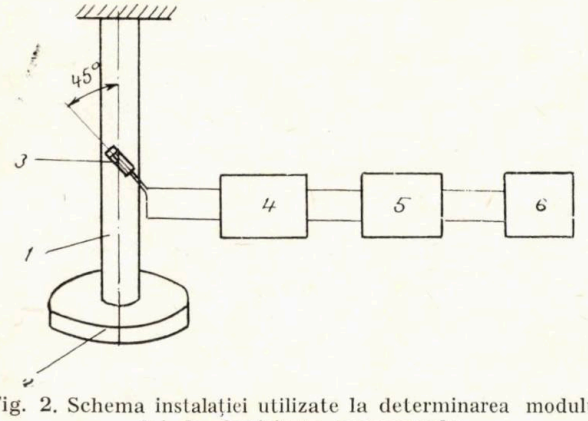


Fig. 2. Schema instalației utilizate la determinarea modulului de elasticitate transversal :
1 – epruvetă ; *2* – volant ; *3* – traductor tensometric ; *4* – punte tensometrică ; *5* – amplificator ; *6* – oscilograf cu buclă.

Schema instalației utilizate este redată în figura 2.

În condițiile în care s-au efectuat experiențele (epruvetele avînd dimensiunile aproximative $l \approx 290$ mm și $d \approx 12$ mm) frecvența proprie de oscilație a sistemului s-a determinat din înregistrările realizate cu ajutorul oscilografului cu buclă *6*.

Pentru determinarea frecvenței proprii de oscilație a sistemului, acestuia i se imprimă o mișcare de torsiune. Traductorul tensometric *3*,

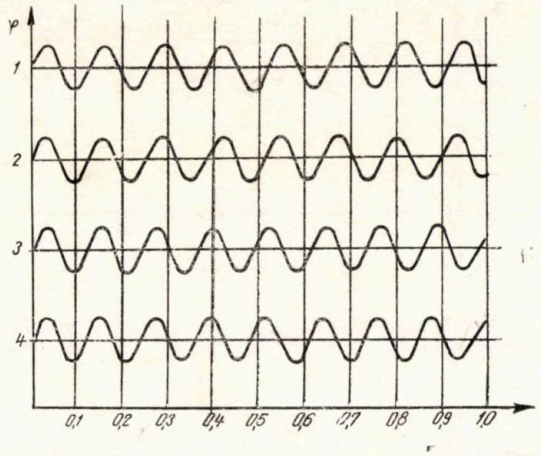


Fig. 3. Oscilogramele obținute în cazul fontei cenușii.

lipit la 45° față de axa epruvetei, va transmite punții tensometrice *4* semnale corespunzătoare amplitudinii și frecvenței de vibrație a epruvetei *1*. După amplificarea efectuată de amplificatorul *5*, semnalul de ieșire se aplică oscilografului cu buclă *6* care va înregistra oscilograma mișcării.

Folosind indicațiile date de baza de timp a oscilografului $\left(\frac{1}{200}\ \text{s}\right)$ și citind timpul necesar efectuării unui număr de oscilații complete, se poate determina frecvența proprie de oscilație.

În figura 3 se prezintă oscilogramele obținute în urma efectuării experiențelor cu patru epruvete din fontă cenușie (în figură se dau numai porțiuni pentru durata de 1 s din oscilogramele obținute).

Rezultatele obținute sînt indicate în tabela 1.

În tabelă valoarea modulului de elasticitate longitudinal E a fost preluat din lucrarea [3], în care experiențele s-au efectuat cu aceleași epruvete, folosind metoda dinamică a rezonanței, adică supunîndu-le la vibrații forțate longitudinale.

Întrucît amortizarea sistemului este foarte redusă, pentru calculul decrementului logaritmic s-a folosit relația :

$$\delta = \frac{1}{n}\ln\frac{\Phi_0}{\Phi_n}, \qquad (14)$$

în care amplitudinea Φ_0 se micșorează la valoarea Φ_n după n perioade (în lucrare s-a făcut calculul pentru $n = 20$). Din tabelă se observă că decrementul logaritmic scade pe măsură ce crește modulul de elasticitate transveral G.

Tabela 1

Nr. epruvetei	Tipul fontei	Lungimea liberă l, m	Diametrul epruvetei d, m	Diametrul volantului D, m	Masa volantului M, kg	Momentul de inerție J, kg · m²	Frecvența proprie f_{tors} (O), Hz	Modulul de elasticitate transversal G, N/m²	Modulul de elasticitate longitudinal E, N/m²	Decrementul logaritmic, δ	Coeficientul de contracție, transversală, μ
1	Fontă cenușie	$291{,}6 \cdot 10^{-3}$	$11{,}97 \cdot 10^{-3}$	$250 \cdot 10^{-3}$	16,896	$1\,320 \cdot 10^{-4}$	7,66	$44\,216 \cdot 10^{6}$	$114\,728 \cdot 10^{6}$	0,0259	0,299
2	Fontă cenușie	$291{,}6 \cdot 10^{-3}$	$12{,}01 \cdot 10^{-3}$	$250 \cdot 10^{-3}$	16,896	$1\,320 \cdot 10^{-4}$	7,80	$45\,138 \cdot 10^{6}$	$117\,171 \cdot 10^{6}$	0,0209	0,298
3	Fontă cenușie	$290{,}8 \cdot 10^{-3}$	$12{,}01 \cdot 10^{-3}$	$250 \cdot 10^{-3}$	16,896	$1\,320 \cdot 10^{-4}$	8,16	$49\,284 \cdot 10^{6}$	$126\,441 \cdot 10^{6}$	0,0168	0,283
4	Fontă cenușie	$291{,}6 \cdot 10^{-3}$	$12{,}03 \cdot 10^{-3}$	$250 \cdot 10^{-3}$	16,896	$1\,320 \cdot 10^{-4}$	8,19	$49\,539 \cdot 10^{6}$	$126\,608 \cdot 10^{6}$	0,0150	0,278

Dacă se compară epruvetele *2* și *4* ale căror micrografii la mărirea × 100 sînt indicate în figurile 4, *a* și *b*, se observă influența lungimii și a diametrului separărilor de grafit asupra

Fig. 4. Microstructura epruvetelor, × 100 :
a – epruveta nr. 2; *b* – epruveta nr. 4.

amortizării [3]. În primul caz ele fiind mai mari, amortizarea este mai mare.

Coeficientul de contracție transversală a fost calculat cu relația :

$$\mu = \frac{E}{2G} - 1. \qquad (15)$$

Pentru a pune în evidență gradul de precizie a măsurărilor efectuate, în continuare se va da calculul erorilor pentru mărimile referitoare la epruveta *1*.

Eroarea relativă de determinare a modulului de elasticitate transversal $\frac{\Delta G}{G}$ se obține luînd în considerare relațiile (3) și (12) :

$$\frac{\Delta G}{G} = \frac{\Delta l}{l} + \frac{\Delta M}{M} + 2\frac{\Delta D}{D} + 2\frac{\Delta f}{f} + 4\frac{\Delta d}{d}. \qquad (16)$$

În cazul epruvetei 1 :

$$l = 291{,}6 \text{ mm}; \ \Delta l = \pm 0{,}1 \text{ mm}; \ \frac{\Delta l}{l} = \frac{0{,}1}{291{,}6} = 0{,}00034;$$

$$M = 16896\, g; \ \Delta M = \pm 1 \text{ g}; \ \frac{\Delta M}{M} = \frac{1}{16896} = 0{,}00005;$$

$$D = 250 \text{ mm}; \ \Delta D = \pm 0{,}1 \text{ mm}; \ \frac{\Delta D}{D} = \frac{0{,}1}{250} = 0{,}00040;$$

$$f = 7{,}66 \text{ Hz}; \ \Delta f = \pm 0{,}1149 \text{ Hz}; \ \frac{\Delta f}{f} = \frac{0{,}1149}{7{,}66} = 0{,}015;$$

$$d = 11{,}97 \text{ mm}; \ \Delta d = \pm 0{,}01 \text{ mm}; \ \frac{\Delta d}{d} = \frac{0{,}01}{11{,}97} = 0{,}00084;$$

$$\frac{\Delta G}{G} = 0{,}00034 + 0{,}00005 + 2 \cdot 0{,}00040 + 2 \cdot 0{,}015 + 4 \cdot 0{,}00084 = 0{,}03455 \rightarrow 3{,}45\%;$$

pentru $G = 44216 \cdot 10^6$ N/m², rezultă $\Delta G = \pm 1527{,}7 \cdot 10^6$ N/m².

BIBLIOGRAFIE

[1] Buzdugan Gh. *Măsurarea vibrațiilor mecanice.* București, Editura tehnică, 1964.

[2] Buzdugan Gh. și Blumenfeld M. *Tensometria electrică rezistivă.* București, Editura tehnică, 1966.

[3] Dîmboiu *E.* Considerații asupra măsurării frecării interne în solide. Lucrare susținută la sesiunea științifică a catedrei de electrotehnică (Institutul politehnic – Brașov), din ianuarie 1968.

[4] Kohlrausch F. *Praktische Physik.* Band I, Stuttgart, Teubner Verlagsgeselschaft, 1960.

[5] Kristal M. A., Piguzov Iu. V. și Golovin S.A. *Vnutrenee trenie v metallah i splavah.* Moscova, Metallurghia , 1964.

[6] Silaș Gh., Rădoi M., Brîndeu L., Klepp H. și Hegeduș A. *Culegere de probleme de vibrații mecanice.* București, Editura tehnică, 1967.

[7] Sima P. *Culegere de probleme de mecanică tehnică.* București, Editura didactică și pedagogică, 1964.

Prăjini grele pătrate

Ing. C. ACHIȚEI
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 622. 323.002.5

MASSES-TIGES À SECTION CARRÉE

Les masses tiges à section circulaire présentant certaines difficultés en ce qui concerne le maintien de la stabilité du trou et pouvant amener l'accrochage ou le blocage, on a fabriqué à l'Usine de tubes de Roman des masses tiges à section carrée, de 152 mm, qui ont été remises pour l'exploitation au Comité d'État pour la Géologie. A l'exécution des tiges on a employé des barres carrées, laminées, en acier 41 CN 12, avec canal de circulation usiné par enlèvement de copeaux, normalisées sur toute la longueur et améliorées sur 1 600 mm à chaque bout. On cherche à réduire la déviation et les coudes, à éliminer les accrochages avec la paroi du trou et à augmenter la pression sur le trépan, la vitesse d'avancement et la durée d'utilisation.

SQUARE DRILL STEMS

Drill stems with round cross section, presenting some difficulties as regards maintaining hole steadiness as well as sticking and blocking danger, Tube Plant — Roman manufactured and delivered to the Geological Survey a set of 152 mm square drill stems. This experimental s.t was manufactured out of 41 Cn 12 square bar iron with cut-in flow channel, normalized along the whole length and heat treated 1 600 mm at each end. Investigations aimed at reducing hole deviation and dog-legs, removing of drillcollar sticking, as well as increasing bit weight, advancing speed and bit life.

Prăjinile grele pentru foraj sînt destinate exercitării apăsării axiale pe sapă, transmiterii mișcării de rotație și dirijării găurii sondei în timpul forării. Ca formă clasică a prăjinilor, s-a adoptat țeava cu pereți foarte groși, în lungimi variabile pînă la circa 9 000 mm și cu filete speciale la capete. În timpul forajului, străbătînd formațiuni diverse, prăjinile grele de formă clasică pot prezenta unele dificultăți cauzate de blocarea sau prinderea lor în gaura sondei, devierea sau îngenunchierea găurii. Suprafața mare de contact dintre prăjinile grele, cilindrice și peretele găurii sondei duce la blocarea sau prinderea acestora în cazul reducerii circulației noroiului sau a neregularităților găurii.

Distanța mare dintre suprafața exterioară a prăjinilor grele și suprafața găurii sondei permite înclinarea prăjinii în timpul lucrului, provocînd devierea sapei. De asemenea, este posibil ca sapa să întîlnească formațiuni moi, alăturate axei găurii, sau straturi cu înclinare mare și să se abată brusc sub un anumit unghi, dînd naștere îngenunchierilor, fără a putea fi oprită de prăjinile grele cilindrice.

Pentru eliminarea acestor dificultăți s-a căutat să se reducă jocul dintre prăjinile grele și peretele găurii sondei, ajungîndu-se la utilizarea de prăjini grele supradimensionate, prăjini grele cu secțiuni transversale diferite, de formă circulară, stabilizatori etc. In acest sens s-a realizat la Uzina de țevi — Roman un lot experimental de prăjini grele pătrate (conform figurii 1) și cu caracteristicile :

- latura pătratului $152 \pm 0{,}5$ mm ;
- diagonala $185 - 0{,}3$ mm ;
- diametrul canalului de circulație $57{,}2 \pm {}^{1{,}6}_{0}$ mm ;
- îmbinarea mufă — mufă cu filet 4 1/2″ N STAS 325—61 ; 4 1/2″ L STAS 325—61 ;
- lungimea minimă 7 000 mm.

S-au executat din oțel 41 CN 12, laminat pătrat, cu muchiile strunjite și cu locașuri frezate pentru încărcarea cu material dur. Canalul de circulație s-a prelucrat prin așchiere. Prăjinile au fost normalizate pe întreaga lungime, iar capetele pe 1 600 mm lungime au fost supuse tratamentului termic de îmbunătățire. Caracteristicile fizico-mecanice obținute la partea îmbunătățită au fost :

- Rezistența la rupere σ_r, kgf/mm² 90—108 ;
- Alungirea δ_5, % minim. 11 ;
- Strictiunea ψ, % minim. 51 ;
- Rezilienta longitudinală K_{CU} 30/2, kgm/cm² minim. 9 ;
- Rezilienta transversală K_{CU} 30/2, kgm/cm²
  - — medie minim. 5,5 ;
  - — fiecare epruvetă minim. 5.

Verificările dimensionale și calitative:

— Controlul dimensional s-a făcut cu aparate obișnuite de măsurat.

— Canalul de circulație s-a verificat prin trecerea unui tampon tubular cu lungimea de 2 000 mm și diametrul exterior de 48 mm.

După controlul riguros al calității lor, prăjinile au fost date în exploatare; modul de comportare la sonde este urmărit de către specialiștii Comitetului de Stat pentru Geologie.

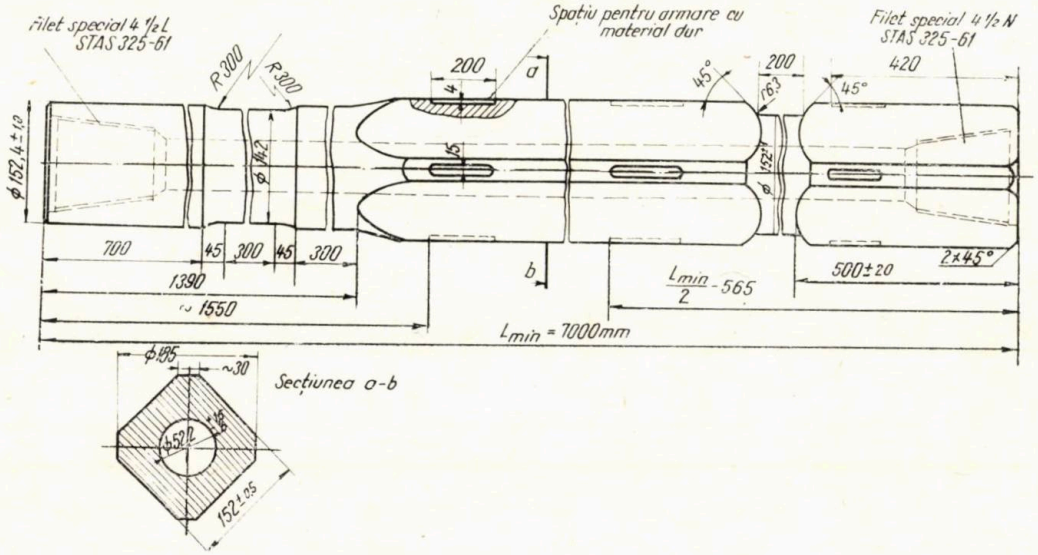


Fig. 1. Prăjină grea pătrată din lotul experimental.

— Distanța de strîngere la filetele speciale s-a verificat cu ajutorul calibrelor filetate conic, STAS 835—62. Conicitatea filetului s-a controlat cu palete de maxim și minim.

Planeitatea și perpendicularitatea fețelor mufelor s-au verificat cu comparatorul și calibrul filetat, măsurîndu-se distanța de la fața calibrului la fața mufei, în două puncte opuse. Elementele filetului s-au măsurat la microscop pe mulaje de ipsos. Incercările la tracțiune s-au făcut pe cîte două epruvete prelevate din fiecare capăt al prăjinii, de lîngă canalul de circulație. Incercările de rezilienţă longitudinală s-au făcut pe cîte două epruvete prelevate din fiecare capăt al prăjinii, din zona apropiată canalului de circulație. La fel s-a procedat și pentru rezilienţa transversală.

Prin realizarea și utilizarea în foraj a prăjinilor grele pătrate s-a urmărit:

— reducerea deviației găurii de sondă și a îngenunchierilor, prin reducerea jocului dintre diagonala prăjinii și gaura forată;

— eliminarea prinderii prăjinii grele de peretele găurii, prin reducerea suprafețelor de contact;

— rectificarea găurii de sondă, muchiile lucrînd ca niște cuțite de curățare a peretelui;

— creșterea apăsării pe sapă și, inclusiv, a vitezei de avansare a sapei.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Studiul garniturilor de foraj.* Acțiune 18.11.1/1967 a I.C.F.E.T. — Cîmpina.

[2] * * * Composite catalog of Oil Field Equipment and Services.

[3] * * * STAS 835-62, STAS 326-61, STAS 791-66.

Ecruisarea cu alice a pieselor matriţate

Ing. M. CODREANU
Uzinele de autocamioane — Braşov

CZ 621.787.6

L'ÉCROUISSAGE AVEC DE LA GRENAILLE DES PIÈCES ÉTAMPÉES

On précise les aspects technologiques de l'écrouissage avec de la grenaille et on indique les résultats obtenus en ce qui concerne les bielles étampées. On a constaté que ce procédé augmente la durabilité des pièces soumises au cours de l'exploitation aux sollicitations alternées, à la flexion et à la torsion. On montre cependant que l'écrouissage avec de la grenaille ne constitue pas un moyen pour éliminer certaines fautes commises durant la fabrication des pièces.

L'efficacité de l'écrouissage augmente dans le cas des concentrateurs de nature technologique (surface rugueuse, plis et traces d'usinage mécanique, etc.) ou de nature constructive (petits rayons de raccordement, nervures, etc.).

Une granulation uniforme en ce qui concerne la grandeur et la forme est la condition primordiale pour l'écrouissage avec de la grenaille.

Quant à l'application de ce procédé dans le cas des bielles des camions-automobiles, on a déterminé, pendant une première étape, le type de l'installation et les meilleurs paramètres de travail et on a exécuté ensuite des essais comparatifs sur l'augmentation de la résistance à la fatigue dans certaines conditions.

Les résultats sont prometteurs.

SHOT BLAST HARDENING OF DIE FORGED PIECES

The paper outlines several technological aspects of cold hardening by shot blasting and presents obtained results for die forged rods. Shot blasting improves working life of machine parts which undergo running alternate bending and torsion stresses. It is emphasized that shot blasting does not eliminate certain flows due to defective piece processing.

Efficiency of shot blast is great as well in the case of processing defects (rough surface, folds and mechanical processing marks), as for structural defects (small transition elbows, ribs, etc.).

Uniform granulation concerning size and shape is a basic requirement for shot blast hardening.

As regards utilization of the latter proceeding for truck rods, the paper points out that during a first stage of investigations, type of equipment and optimum working parametra were established; during the second stage, comparative tests were performed regarding fatigue resistance increase under specific conditions.

Obtained results are promising.

În prezentul articol se fac unele precizări privind aspectele mai mult tehnologice ale procedeului de ecruisare cu alice şi se prezintă rezultatele obţinute prin aplicarea acestuia la bielele matriţate la Uzinele de autocamioane — Braşov.

Creerea efectului de ecruisare prin împroşcare cu alice. Ciocănirea este în fond cel mai vechi procedeu cunoscut de durificare superficială, utilizat de sirieni la confecţionarea vestitelor săbii de Damasc. Varianta modernă a ciocănirii o reprezintă împroşcarea cu alice, aplicată din ce în ce mai mult în ultimele două decenii. Acest procedeu cunoscut mai ales în S.U.A. sub denumirea de „Shot Peening", a fost introdus cu mult succes în diferite ramuri industriale şi constă de fapt în „bombardarea" pe cale mecanică sau pneumatică a suprafeţei pieselor cu alice rotunde, de dimensiuni relativ mici. Alicele împroşcate cu o viteză mare preiau rolul ciocanului cu cap rotund din antichitate, ciocănind suprafaţa piesei cu o intensitate şi uniformitate deosebit de înalte.

Pentru o înţelegere mai clară a efectului de ecruisare se va imagina că grăunţii de metal de la suprafaţa piesei sînt de aceeaşi mărime şi sînt aşezaţi în mod regulat unul lîngă altul, ca pietrele cubice ale unei străzi, cu deosebirea că fiecare piatră este legată cu fundaţia străzii, formînd astfel un singur corp.

Dacă un asemenea grăunte este lovit de o bilă (fig. 1) atunci energia cinetică a acesteia se transformă în lucrul mecanic de deformare şi în căldură. Deoarece volumul grăuntelui este constant, acesta tinde a se deforma lateral, deformare însă la care se opune grăuntele vecin; se creează astfel tensiuni de compresiune paralele cu suprafaţa grăuntelui deformat. Deoarece deformarea are loc în toate direcţiile, tensiunile de compresiune se produc

în toate direcţiile şi au aceeaşi mărime avînd, conform legii lui Hooke, valoarea :

$$\sigma = \frac{\Delta_1 \Delta l + \Delta_2 \Delta l}{\Delta l} \cdot E, \text{ kgf/mm}^2$$

Tensiunile de compresiune produse mecanic la suprafaţa piesei, care pot aj unge la valor

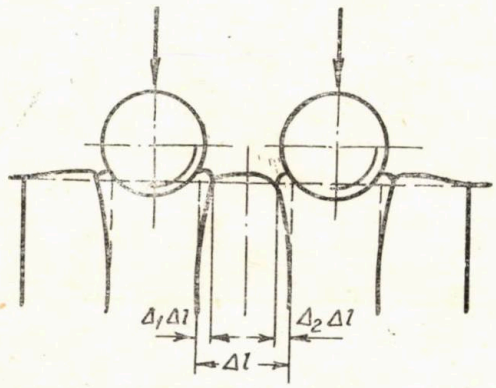


Fig. 1. Efectul de deformare plastică produs prin ecruisarea cu alice.

importante, de 50—100 kgf/mm², ajută la micşorarea sau chiar la anihilarea vîrfurilor de tensiuni de întindere ce se produc la solicitări alternante. Împroşcarea cu alice măreşte prin aceasta rezistenţa la oboseală a piesei, datorită următoarelor două condiţii create :

— rezistenţă mărită la întindere a suprafeţei prin pretensiunile la compresiune ;

— reducerea tensiunilor la întindere produse de solicitări externe în exploatare, prin existenţa pretensiunilor la compresiune în suprafaţa deformată de alice.

Încercarea Almen. Împroşcarea cu alice se aseamănă ca procedeu cu cel clasic de curăţare prin sablare. Efectul de ecruisare produs în urma ciocnirii grăunţilor de nisip pe suprafaţa pieselor este cunoscut de multă vreme. S-a constatat că, dacă se supune sablării o bucată de tablă subţire pe o singură faţă, suprafaţa sablată se îndoaie convex în direcţia jetului de nisip. Acest efect secundar al sablajului, cunoscut de mult, nu a avut însă o utilizare tehnică. Americanul J. O. Almen l-a utilizat pentru prima dată la firma General Motors şi a cercetat îndeaproape procedeul de împroşcare cu alice, introducîndu-l cu succes în aplicaţiile practice. Tot el a elaborat încercarea care îi poartă numele şi care constă în utilizarea unor plăcuţe standardizate din tablă, supuse împroşcării cu alice în aceleaşi condiţii ca şi şarja de piese care urmează a fi sablată. Plăcuţele Almen serveau la început numai la reglarea instalaţiei, reprezentînd de fapt un obiect de comparaţie între diferite regimuri de lucru. Utilizarea acestora pornea de la premisa că efectul împroşcării cu alice la două operaţii de lucru, executate separat în timp, este acelaşi dacă încovoierea plăcuţelor Almen este aceeaşi. Se utiliza astfel încovoierea plăcuţelor ca un criteriu de comparaţie. Ulterior s-a extins utilizarea acestor plăcuţe, încovoierea lor fiind luată drept unitate de măsură a intensităţii operaţiei de ecruisare cu alice. Intensitatea, avînd ca măsură fizică înălţimea calotei rezultate din îndoirea plăcuţii Almen, se măsoară cu ajutorul unui aparat de măsurare special, denumit „Almen Gauge". Se înţelege că plăcuţele Almen trebuie să prezinte toate aceleaşi caracteristici privind compoziţia, duritatea, dimensiunile, forma etc. Se deosebesc două tipuri de plăcuţe Almen şi anume : pentru intensităţi mici, tipul A_2 cu grosimea de $1{,}29 \pm \pm 0{,}02$ mm şi duritatea de 44—50 HRC ; pentru intensităţi mari, tipul C_2, cu grosimea de $2{,}38 \pm 0{,}02$ mm şi duritatea de 44—50 HCR.

Pentru a putea fi introduse în instalaţia de ecruisare, plăcuţele se montează cu ajutorul unor şuruburi pe un suport metalic, de dimensiuni corespunzătoare.

În figura 2 este prezentat aparatul Almen, iar în figura 3, suportul şi plăcuţele Almen.

Creşterea rezistenţei la oboseală. În general, împroşcarea cu alice măreşte durabilitatea elementelor de maşini care sînt supuse în exploatare solicitărilor alternante la încovoiere şi torsiune ; efectul acestui procedeu la elementele supuse solicitărilor la întindere şi compresiune este mai mic. În tabela 1 se dau unele

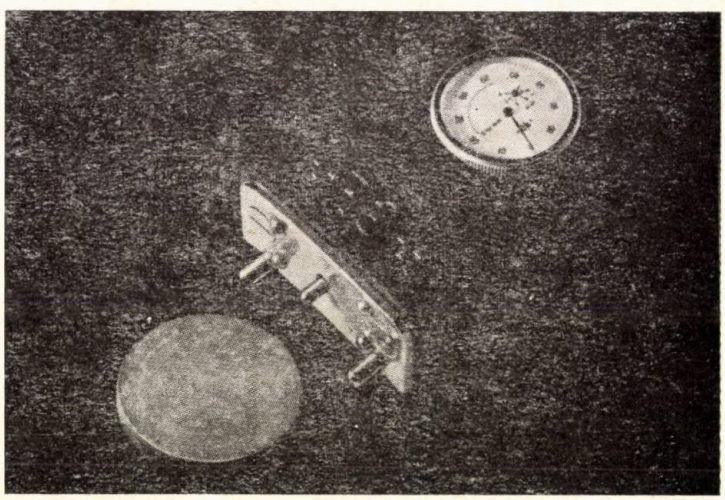


Fig. 2. Aparatul Almen cu placa de control pentru reglarea punctului zero.

date din literatură care oglindesc rezultatele obţinute în practică privind creşterea durabilităţii în urma măririi rezistenţei la oboseală a unor piese specifice şi care demonstrează oportunitatea introducerii acestui procedeu modern în industria constructoare de maşini.

Eficacitatea ecruisării cu alice a pieselor creşte atît în cazul concentratorilor de natură tehnologică (suprafaţă rugoasă, cute şi urme de prelucrare mecanică, polizare grobă etc.),

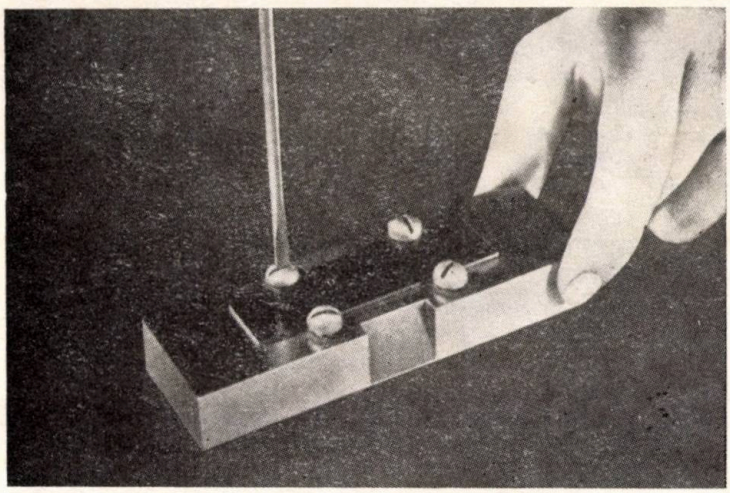


Fig. 3. Suportul cu plăcuţa Almen.

cît şi al celor de natură constructivă (raze de racordare mici, nervuri etc.). Un rol hotărîtor îl are adîncimea stratului ecruisat şi lipsa decarburării stratului superficial; la o adîncime de

Tabela 1

Piesa	Creşterea durabilităţii piesei prin mărirea rezistenţei la oboseală
Biela	pînă la 1 000 %
Îmbinări sudate	pînă la 310 %
Articulaţii de comandă	pînă la 475 %
Arbori motori	pînă la 900 %
Arcuri spirale	pînă la 1 370 %
Arbori de transmisie	pînă la 520 %
Roţi cu dantură hipoidă	pînă la 600 %
Articulaţii de legătură U	pînă la 520 %
Pîrghii cu came (fontă maleabilă)	pînă la 320 %
Arcuri foi	pînă la 600 %
Bare torsiune	pînă la 600 %

ecruisare mică şi la o decarburare pronunţată, eficacitatea ecruisării cu alice este micşorată considerabil.

Calitatea alicelor. Încă din etapa de dezvoltare a noului procedeu s-a trecut de la împroşcarea cu alice neuniforme şi cu muchii ascuţite, la utilizarea unor alice exclusiv cu forme sferice, avînd un diametru uniform în limite strînse. Prin aceasta s-a realizat o împroşcare uniformă a suprafeţei şi deci şi o ecruisare uniformă a acesteia, evitîndu-se efectul nefavorabil de pană din craterele produse de alicele ascuţite şi cu muchii, efect care anihilează durificarea suprafeţei prin ecruisare. O granulaţie uniformă ca mărime şi formă este deci condiţia primordială la aplicarea ecruisării cu alice, prin aceasta deosebindu-se acest procedeu de cel al curăţării suprafeţelor prin sablare.

Pentru ecruisare sînt utilizate pînă în prezent, în general, trei tipuri de alice : alice dure, turnate din oţel, alice debitate din sîrmă coardă de pian şi rotunjite pentru a se asigura o formă apropiată de cea sferică şi alice din sticlă.

Instalaţia de ecruisare. Cu toate că la prima vedere o instalaţie de ecruisare se poate compara ca aspect cu o instalaţie clasică de sablare, datorită condiţiilor de funcţionare care i se impun, instalaţia de ecruisare poate fi grupată în categoria maşinilor pentru prelucrarea fină. Pînă în prezent se cunosc două tipuri de instalaţii de ecruisare cu alice, în funcţie de modul cum se realizează împroşcarea alicelor : cu ajutorul unui jet de aer comprimat ; cu ajutorul forţei centrifuge, creată mecanic de un motor cu palete.

Cel de-al doilea tip de instalaţie se utilizează pe o scară mult mai largă, mai ales în producţia de serie. Fără a intra în detalii, în figura 4 se prezintă schema de principiu a instalaţiei de ecruisare cu alice tip WS—1 N, produs al firmei George-Fischer Schaffhausen — Elveţia, construită după licenţa americană Wheelabrator, dată în funcţiune în forja uzinelor de autocamioane — Braşov, unde este utilizată la ecruisarea bielelor SR—211.

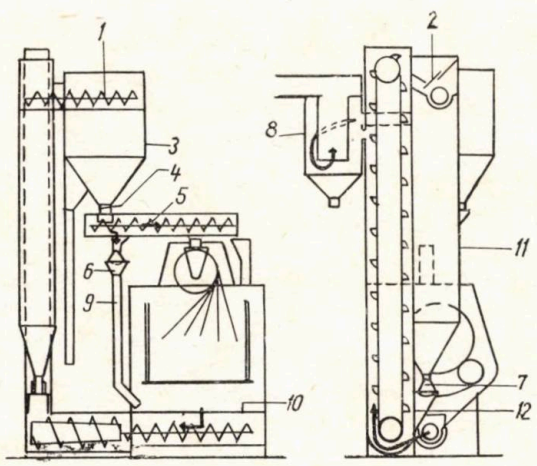


Fig. 4. Schema instalaţiei de ecruisare cu alice, sistem Wheelabrator, tip WS-1-N :

1 — melc de alimentare ; *2* — dozator ; *3* — separator ; *4* — şuber ; *5* — melc dozator ; *6* — închizător derivaţie ; *7* — orificiu evacuare ; *8* — ciclon ; *9* — conducător derivaţie ; *10* — grătar ; *11* — siloz intermediar ; *12* — bandă cu cupe.

Din analiza acestei scheme se poate constata că nu există deosebiri constructive principiale între o instalaţie de ecruisare şi o instalaţie de curăţare cu alice.

Ecruisarea bielelor SR—211. Biela constituie unul din organele componente cele mai importante din construcţia unui motor cu combustie internă, iar ruperea în exploatare

a acesteia duce implicit la distrugerea întregului motor. La motorul SR—211, în exploatare se produceau 0,5—2‰ ruperi. Majoritatea ruperilor de biele sînt ruperi la

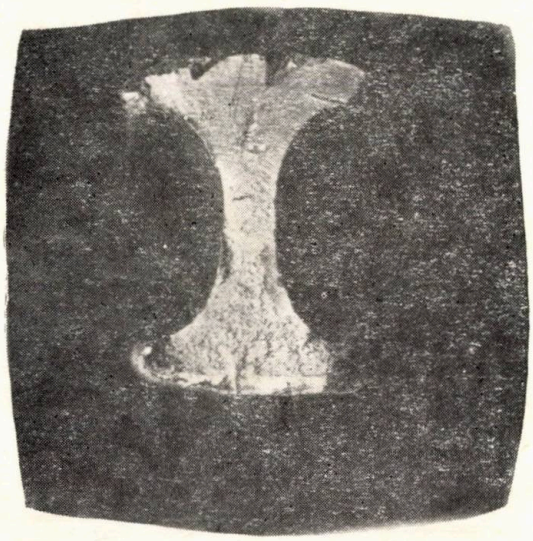


Fig. 5. Poziția și aspectul rupturii bielelor.

oboseală, avînd, în general, aspectul și poziția din figura 5.

Solicitările la care este supusă biela SR—211 și care au valori maxime la turația motorului de 3 600 rot/min sînt informativ următoarele:

— solicitări la încovoiere alternantă, datorate forțelor de inerție ale masei bielei, care acționează în planul de rotire al bielei și care au valori maxime în poziție de 90° între bielă și raza manetonului arborelui motor;

— solicitări la compresiune datorate presiunii provocate de arderea în cilindru (F_c = = 2 870 kgf);

— solicitări la întindere datorate inerției masei elementelor în mișcare rectilinie (F_i = 470 kgf).

În mod teoretic, bielele motorului SR—211 trebuie să reziste la 1 200 mil. de cicluri, ceea ce echivalează cu întreaga durată de exploatare a motorului.

Situația prezentată a impus firește o serie de măsuri privind îmbunătățirea calității bielei în întregul circuit de fabricație a acesteia. Printre măsurile luate pentru ridicarea calității bielei în stare matrițată și tratată termic, înainte de prelucrarea prin așchiere a acesteia se enumeră și aplicarea ecruisării cu alice.

Ecruisarea bielelor s-a făcut în primul stadiu la firma furnizoare într-o instalație de tip WS—I—N, în următoarele condiții:

— s-au utilizat alice de tip WSS—330 rund 6, de la firma Wheelabrator — Alleward Isère — Franța, cu următoarea granulație:

ă	%
1,0	7,6
0,8	83,3
0,63	9,0
0,5	0,1

— durata de împroșcare cu alice a fost de 12 min;

— cantitatea de biele, în stare îmbunătățită, care a format șarja, a fost de 160 buc.

Rezultatele obținute:

— o ecruisare uniformă și de 100% a suprafeței bielelor;

— o intensitate Almen (cu plăcuțe tip A_2) de 0,68 mm, care, conform experienței practice, corespunde unei măriri considerabile a rezistenței la oboseală.

O dată determinați tipul de instalație de ecruisare și parametrii de lucru optimi ai procesului, s-a trecut la o a doua etapă, și anume la cea de executare a încercărilor comparative privind creșterea rezistenței la oboseală prin ecruisarea cu alice, în următoarele condiții:

— s-au matrițat și tratat termic (normalizare, recoacere și îmbunătățire), ca un lot unitar, un număr de 200 biele, provenite din șarja de oțel 41 MoC 11, STAS 791—66, cu următoarea compoziție chimică: 0,43% C; 0,93% Cr; 0,24% Mo și 0,55% Mn;

— bielele au fost supuse unui control 100% la duritate, fiind împărțite în cinci clase de duritate (I, II, III, IV, V), care acoperă întregul interval de duritate admis în documentație (HB = 255—298 kgf/mm²);

— bielele au fost împărțite în trei categorii, fiecare categorie cuprinzînd biele din toate clasele de duritate, categorii care au fost supuse la următorul tratament superficial: categoria 1 — ecruisare în instalația Wheelabrator

Tabela 2

Clasa	Categoria	Duritatea HB, kgf/mm²	Nr. bucăți încercate
I	1	255—260	3
	2		—
	3		—
II	1	261—266	3
	2		3
	3		1
III	1	272—278	3
	2		—
	3		1
IV	1	284—288	—
	2		—
	3		—
V	1	292—298	4
	2		3
	3		3
Total			24

WS—1 N, în condițiile menționate determinate la prima etapă de încercări; categoria 2 — sablate într-o instalație obișnuită cu masă rotativă; categoria 3 — sablate într-o instalație obișnuită de tip TKB; din numărul total de biele s-a ales, prin prelevare, un număr redus de biele, care au fost supuse încercărilor la oboseală (tabela 2).

Bielele au fost supuse încercărilor la oboseală de către un institut de specialitate din Elveţia („Eidgenőssische Materialprűfungs — und Versuchsanstalt fűr Industrie, Bauwesen und Gewerbe" — 8600 Dűbendorf), în următoarele condiţii :

— maşină de încercat pulsatorie cu frecvenţă înaltă, cu sarcină maximă de 10 t, construită de firma Amsler (Hochfrecvenzpulsator Typ HFP 10) ;

— frecvenţa ciclului de solicitare : 4 300 cicluri/min ;

— sarcina de bază la încercările de rupere la oboseală $P = 1\,000$ kgf ;

— bielele încercate au fost supuse la încovoiere, fiind fixate într-un dispozitiv special (fig. 6) ;

— s-a măsurat la fiecare bielă distanţa a (fig. 6), de la punctul de aplicare a sarcinii pînă la locul unde apărea fisura (pe tija bielei în apropierea zonei de racordare a acesteia cu capul propriu-zis) ;

— în cazul în care, după un număr de $3—5 \cdot 10^6$ cicluri nu s-a produs apariţia fisurii, sarcina de bază a fost mărită la valori de peste 1 000 kgf, după care s-a trecut la executarea unor noi cicluri, pînă la apariţia fisurii.

În figura 7 sînt reprezentate grafic rezultatele încercărilor la oboseală.

Dispersia rezultatelor obţinute, care se poate constata din figura 7, îşi găseşte explicaţia în calitatea neuniformă care se realizează în procesul actual de execuţie a bielelor, cu toate măsurile deosebite luate la matriţarea acestui lot experimental. Cauzele principale ale acestei dispersii se presupun a fi : incluziunile în barele de oţel, condiţiile neuniforme la încălzirea semifabricatelor şi la tratamentul termic (vi-

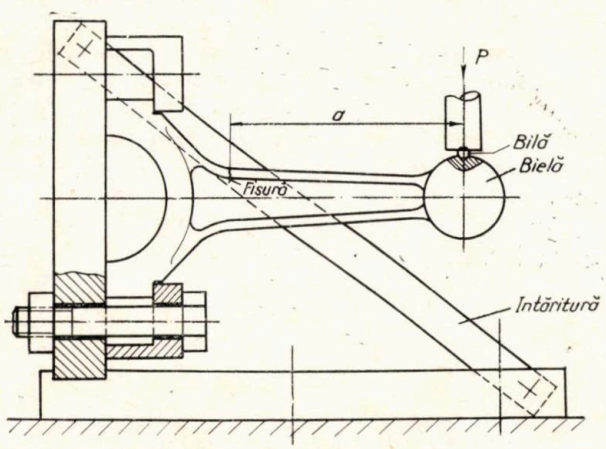


Fig. 6. Dispozitivul de încercare la oboseală a bielei SR-211.

teze de încălzire şi răcire neuniforme), calitatea diferită a suprafeţei bielelor (grosimea stratului decarburat, microfisuri, amprente etc.).

Pentru a se putea trage totuşi o concluzie privind valoarea relativă a rezultatelor, în tabela 3 s-a trecut la determinarea numărului de cicluri echivalent pentru un efort mediu de $P = 1\,000$ kgf, considerîndu-se spre simplificare o variaţie liniară între numărul de cicluri realizat şi efortul aplicat.

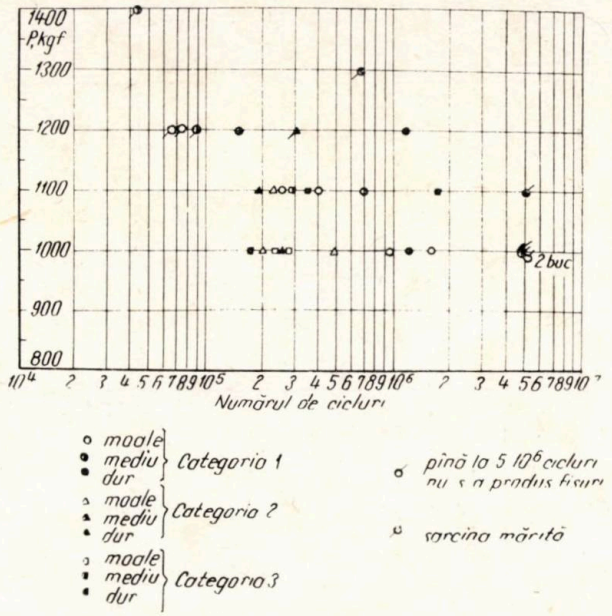


Fig. 7. Variaţia efortului în funcţie de cicluri.

Media ciclurilor la o bielă sablată, indiferent de tipul instalaţiei (categoria 2 + categoria 3) la cele 11 biele încercate este de :

$$\frac{6\,883\,100 + 3\,062\,100}{11} = 904\,110 \text{ cicluri/bielă}$$

Creşterea medie a durabilităţii bielelor prin mărirea rezistenţei la oboseală în urma ecruisării cu alice rezultă din raportul dintre numărul mediu de cicluri obţinut la bielele din categoria 1, faţă de cel al bielelor din categoriile 2 şi 3 :

$$\frac{2\,720\,600}{904\,110} \cdot 100 = 300\,\%$$

Chiar dacă datele prezentate nu pot fi considerate ca absolut exacte, mai ales ţinînd seamă de numărul redus de biele încercate, rezultă totuşi ca evidentă creşterea relativă a rezistenţei la oboseală a bielelor ecruisate cu alice.

Pentru a se determina ecruisarea superficială, s-a măsurat microduritatea la aceeaşi bielă înainte şi după ecruisare (aparat tip PMT—3 din U.R.S.S., cu sarcină de 50 g) pe cîte o probă luată de la cele două braţe ale capului mare al bielei încercate. Duritatea în stare neecruisată a fost de HV = 161, iar cea a stratului ecruisat, de HV = 192 la suprafaţă, crescînd pînă la HV = 233 la o adîncime de 0,12 mm ; diferenţa microdurităţilor în stratul ecruisat se datorează decarburării care, firesc, scade de la exterior spre interiorul

Tabela 3

Categoria	Clasa	Nr. cat.	Nr. cicluri echivalent	Media ciclurilor pe clasă	Media ciclurilor pe categorii
1	I	1	955 000		
		2	5 084 000		
		3	88 000		
			1 599 000		
				2 575 300	
	II	4	343 300		
		5	281 600		
			5 151 000		
		6	79 200		
				1 651 700	
	III	7	2 970 000		
			3 355 000		
			61 600		
		8	782 300		
			5 160 000		
		9	108 000		
				4 145 900	
	V		5 577 000		
		10	885 300		
		11	1 389 600		
		12	163 900		
		13	1 233 000		
				2 312 200	
2	II	14	254 100		
		15	497 000		
		16	202 000		
				314 360	
	V	17	5 103 000		
			372 000		
		18	209 000		
		19	246 000		
				1 643 300	
					1 147 200
3	II	20	271 000	271 000	
	III	21	314 600	314 600	
	V	22	1 918 400		
		23	386 100		
		24	172 000		
				825 500	
					612 400

bielei. În orice caz, în urma ecruisării, duritatea superficială a bielelor a crescut cu 19, respectiv 45%.

Procedeul de ecruisare s-a aplicat pînă în prezent la peste 800 000 biele şi datele obţinute în viitor în exploatare vor confirma îmbunătăţirea preconizată încă în prezent. Ecruisarea cu alice a fost extinsă şi la capacul bielă şi se prevede a fi aplicată în viitor şi la alte repere matriţate cu deosebită importanţă funcţională.

Instalaţia fucţionează în condiţii foarte bune, iar probele periodice privind intensitatea Almen indică o menţinere a parametrilor tehnologici iniţiali.

Concluzii

Prezentul articol a avut numai un caracter informativ privind aplicarea pentru prima dată în România a ecruisării cu alice la piesele matriţate. Procedeul este mult mai complex decît pare la prima vedere şi, ţinînd seama de aplicarea mereu crescîndă a acestuia în industriile moderne de construcţii de maşini este oportun a fi cercetat mai îndeaproape şi de către institutele de specialitate. Spre deosebire de îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale oţelurilor prin tratament termic, ecruisarea cu alice, de exemplu, nu este un proces reversibil sau repetitiv. O împroşcare cu alice prea intensă nu mai poate fi remediată, suprafaţa pieselor este distrusă, iar rezultatul obţinut este tocmai contrar scopului urmărit; din acest motiv, timpul de împroşcare şi caracteristicile alicelor utilizate sînt factori tehnologici determinanţi. Similar cu condiţiile precise privind calitatea şi precizia prelucrării prin aşchiere consemnate de constructor în desenul de piesă finită, în cazul aplicării noului procedeu trebuie prevăzute şi suprafaţa şi intensitatea de ecruisare care trebuie realizate pentru piesa respectivă. În acest scop însă, constructorul trebuie să dispună de o serie de date privind mai ales tensiunea de compresiune şi deci gradul de ecruisare pe care se poate conta la oţelul utilizat.

Pentru a nu se ajunge la o concluzie falsă, este necesar a se mai menţiona că ecruisarea cu alice nu constituie un procedeu prin care se pot elimina anumite greşeli din procesul de fabricaţie al piesei respective; astfel, de exemplu, un strat decarburat de o grosime mare, datorat unui tratament termic necorespunzător, poate anihila, parţial sau chiar total, efectul de ecruisare scontat de către constructorul piesei respective.

În încheiere se consideră că extinderea acestui procedeu modern şi în alte secţii de forjă din România va contribui la creşterea calităţii unor anumite categorii de piese matriţate, care prin importanţa lor funcţională impun o ridicare a rezistenţei la oboseală a acestora; pe baza încercărilor de laborator la oboseală se poate trece apoi la reproiectarea pieselor în cauză, în scopul final al reducerii greutăţii acestora şi deci a consumului de metal.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Das Kugelstrahlen*. Mitteilung GM 549/1/1965 Georg Fischer Aktiengesellschaft — Schaffhausen.

[2] Winter H. *Tragfähigkeitssteigerung durch Kugelstrahlen, insbesondere bei Zahnrädern*. Werkstattstechnik und Maschinenbau, nr. 7, 1956, p. 342—348.

[3] Fabry Ch. W. Kugelstrahlen: Theorie—Versuche — Praxis Konstruktion, nr. 4, 1965, p. 141—153.

[4] Zieler W. şi Lepand H. *Strahlen und Strahlmittel*. München, Carl Hanser Verlag, 1964.

[5] * * * Shot-Peening, Mishawaka, Wheelabrator Corp Ind. U.S.A., 1962.

[6] * * * Shot-Peening Applications, Metal Improvement Co., Los Angeles, 1964.

Metodă rapidă şi aparatură accesibilă pentru determinarea hidrogenului din oţeluri

Ing. O. NEGRUŞ
INCERC

CZ 669.788 :669.18

RAPID METHOD AND AVAILABLE EQUIPMENT FOR HYDROGEN ESTIMATION IN STEELS

In view to supply shop laboratories with a simple and reliable method for hydrogen estimation in carbon and low-alloy steels, authors improved the older method utilizing vacuum-diffusion with gas collecting from the furnace atmosphere. Therefore a perfectly air-tight device was designed, precise manometer and advanced initial vacuum utilized.

A new method, preventing hydrogen losses, was developed for drawing and storage of gas samples. Gas samples were oxide cold-cleaned and phosphorus pentoxide was utilized for water vapour adsorbtion during analyse. Obtained results were reproductible and close ranged to those obtained by the precise vacuum melting method.

MÉTHODE RAPIDE ET APPAREILS ACCESIBLES POUR LA DÉTERMINATION DE L'HYDROGÈNE DANS LES ACIERS

Afin de fournir aux laboratoires des usines une méthode simple et sure pour la détermination de l'hydrogène dans les aciers carbone et dans les aciers faiblement alliés, on a modifié l'ancienne méthode qui utilisait la diffusion dans le vide et la captation des gaz dans l'intérieur du fourneau. À cet effet on a construit un appareil parfaitement étanche et on a utilisé un manométre précis et le vide initial avancé. On a introduit aussi une nouvelle méthode pour le prélévement des éprouvettes et pour leur conservation, méthode qui exclut les pertes d'hydrogène ; on a nettoyé à froid les oxydes de la surface des éprouvettes et pendant l'analyse on a utilisé le pentoxyde de phosphore qui absorbe les vapeurs d'eau.

Les résultats obtenus ont été réproductibles et proches de ceux obtenus par la méthode exacte de la fusion dans le vid.

În momentul de faţă hidrogenul din oţeluri se determină prin metoda topirii reducătoare în vid cu aparate complicate şi scumpe sau prin metoda difuziei la cald în vid, în argon sau sub coloană de mercur cu aparate mai simple, mai ieftine şi cu durata analizei mai redusă.

În cazul prezentei lucrări analizele au fost executate cu un aparat cu difuzie în vid la 650°C, fără evacuarea gazelor din spaţiul cuptorului, construit la ICEM, şi cu un aparat pentru topirea reducătoare în vid, de tipul Dr. Feichtinger [8], prevăzut cu analizor „micro -Orsat", care furnizează rezultate destul de sigure.

Întrucît vidul are rolul să scadă presiunea parţială a hidrogenului din mediu şi să apere proba de contact cu atmosfera, el poate să fie înlocuit cu fluxul de argon sau cu mediul mercurului ce se utilizează în practică la construcţia unor aparate.

Dintre tipurile de aparate cu difuzie existente se specifică :

— Aparat de difuzie în vid la 650°C, cu evacuarea gazelor din spaţiul cuptorului cu pompa de difuzie şi colectarea lor într-un recipient cu manometru. Durata analizei — 30 min (fig. 1, 2, 3) [1], [2];

— Aparat cu difuzie sub coloana de mercur, la 300°C. Durata analizei — 3 h (fig. 1, 2, 4) [1], [2], [9];

— Aparat cu difuzie în flux de argon, la 650 — 1 000°C, cu separarea hidrogenului de gazele însoţitoare, cu un filtru de paladiu la

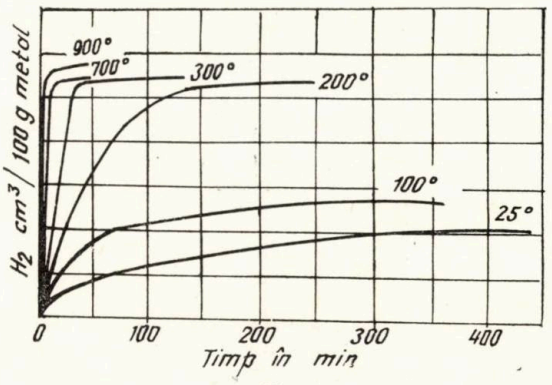


Fig. 1

350°C şi colectarea lui într-un recipient cu manometru etc. (fig.5) [4], [10].

Toate aceste aparate sînt scumpe, aprovizionarea lor cu piese de schimb fiind nesigură.

Aparatele care lucrează la temperaturi pînă la 650°C se folosesc numai pentru oțeluri carbon și slab aliate, colectînd aproape cantitativ hi-

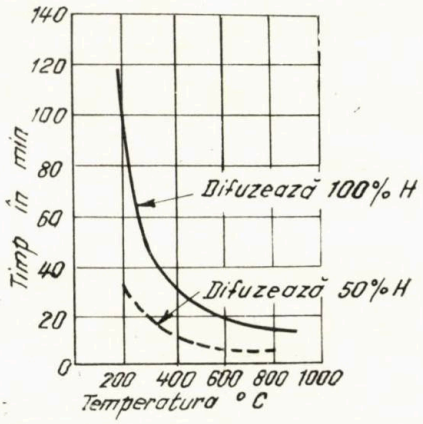


Fig. 2

drogenul de puritate peste 90%. Aparatele care lucrează la temperaturi superioare trebuie să fie prevăzute cu mijloace pentru izolarea

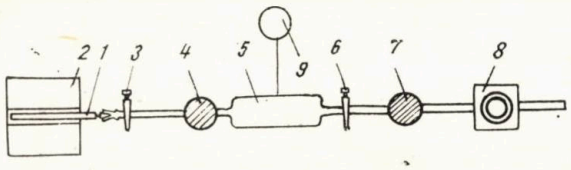


Fig. 3

hidrogenului de gazele însoțitoare (CO, CO_2 etc.) cu ajutorul filtrelor de paladiu sau analizoarelor (de preferință cromatografice).

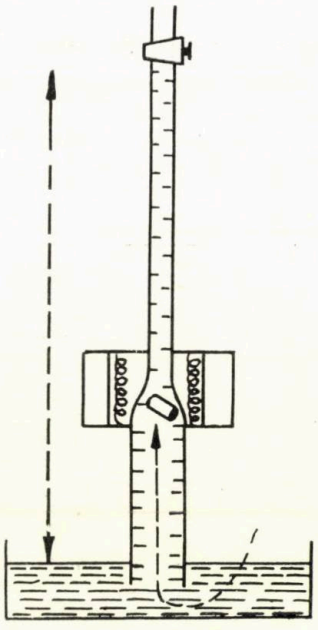


Fig. 4

Pentru a face determinarea hidrogenului din oțeluri accesibilă fiecărui laborator de uzină, s-a căutat punerea la punct a aparaturii simple, cu difuzie în vid, fără evacuarea gazelor din spațiul cuptorului, și a metodei de lucru respective. Aprecierile unor autori asupra acestei metode au fost negative [3] deoarece reacția dintre umiditatea rămasă în urma degazării slabe și suprafața incandescentă a probei de oțel ($Fe + H_2O \rightleftharpoons FeO + H_2$) se deplasează spre dreapta la temperaturi peste 600°C, iar la deformarea rezultatelor în afara acestei reacții contribuie și proba martor mare și inconstantă, specifică acestor aparate. În urma părerii altor autori [5] și a încercărilor executate s-a ajuns la următorii parametri: apa-

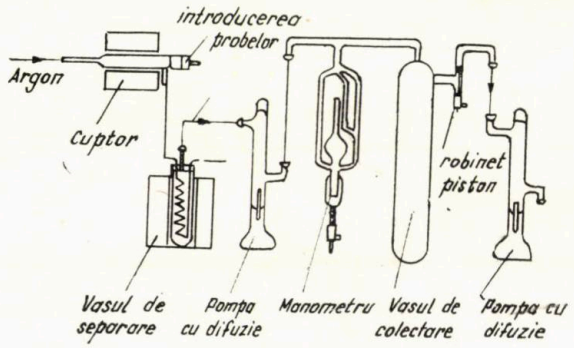


Fig. 5

ratul trebuie să fie perfect etanș (cu proba martor practic egală cu zero) și prevăzut cu un manometru exact. Temperatura de lucru este de 650°C, presiunea maximă admisă, de 5 mm Hg, durata analizei, de 35 — 40 min. Probele de oțeluri carbon și slab aliate, calmate de preferință cu 0,2% Al, urmau să fie

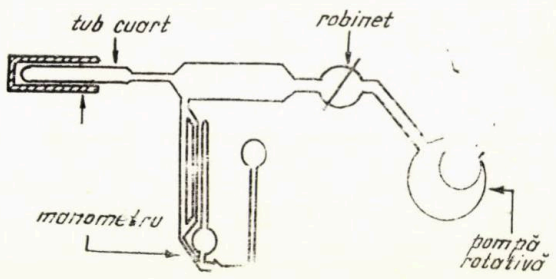


Fig. 6

analizate în prezența substanțelor deshidratante și în lipsa oxizilor de fier.

Aparatul s-a construit din țevi și șlifuri obișnuite, din sticlă și cuarț, cu fixarea suplimentară prin coarne și arcuri ale tubului de cuarț la corpul aparatului (fig. 6). Pentru măsurarea presiunii s-a utilizat un vacuumetru rotativ Ströhlein-Ilmenau, cu scală extinsă pînă la 1 mm Hg. Utilizarea unei scale pînă la 2 — 3 mm Hg ar fi permis analizarea probelor mai mari. Proba martor a aparatului este practic egală cu zero (în cazul unsorii de cali-

tate corespunzătoare și temperaturii mediului ambiant între 20 și 30°C), iar șliful principal nu pierde din etanșeitate sub influența căldurii cuptorului, atunci cînd tubul de cuarț are lungimea de circa 400 mm.

În totalitate aparatul este compus din partea de sticlă cu un volum de 450 cm³ așezată pe un suport. Peste capătul tubului de cuarț se așază un cuptoraș tubular, tot pe un suport, prevăzut cu un pirometru Pt—Pt Rh și un reostat. Robinetul de evacuare al aparatului este legat cu ajutorul tubului de vid cu un alt robinet cu trei căi, care permite legarea aparatului cu pompa de vid sau cu mediul ambiant. Pentru vidare se utilizează pompa de vid rotativă, care poate să atingă în 3 min, după o încălzire prealabilă, vidul de cel puțin 5×10^{-2} mm Hg.

Aparatul este bun pentru lucru, dacă după încălzirea capătului de tub de cuarț timp de 30 min, urmată de o răcire de 10 min, manometrul arată vidul egal cu vidul măsurat inițial, neexistînd proba martor propriu-zisă.

Proba de oțel congelată, scoasă din vasul Deward (termos) [1], [8] se curăță de oxizi (cu ajutorul unei baghete de silită), cu o eventuală aplicare a răcirilor intermediare, pentru a nu se încălzi și a se pierde din hidrogen, pe urmă se pune cu ajutorul unui clește un minut în alcool, se spală cu eter, se ține sub curentul de aer produs de un ventilator pînă ce nu mai miroase și se introduce în tubul de cuarț al aparatului. Apoi, se montează aparatul și se degazează 3 min. După ce presiunea restantă a scăzut sub 5×10^{-2} mm Hg, aparatul se izolează cu ajutorul robinetului de evacuare și proba se aduce cu ajutorul magnetului spre capătul tubului. Peste ea se deplasează cuptorul încălzit la 650°C și hidrogenul se extrage timp de 30 min ; apoi cuptorul se îndepărtează și după 10 min se citește presiunea gazelor cu ajutorul manometrului.

Calculul conținutului de hidrogen se face după formula :

$$H_2 cm^3/100\ g = \frac{V(P - P_0) \times K}{a \cdot 760},$$

unde :

V este volumul aparatului, cm³ ;
P — presiunea finală în aparat, mm Hg ;
P_0 — presiunea probei martor, mm Hg, egală cu presiunea realizată de pompă ;
K — coeficientul de corecție pentru temperatură $\frac{273}{273 + t}$;
t — temperatura mediului ambiant ;
a — greutatea probei în grame.

Analizele au fost executate în special pe probe luate din oțelul lichid prin metoda aspirației, cu tubul de cuarț avînd diametrul interior de 8— 9 mm și para de cauciuc pătrate în zăpadă carbonică și acetonă [1], [8]. Au fost analizate oțeluri carbon cu 0,17 — 0,50% C cu sau fără 0,2% Al, oțeluri de rulmenți cu circa 0,9% C și 1%Cr, cu sau fără 0,2% Al, și oțeluri pentru palete cu 12% Cr și 0,2% Nb. S-a constatat că calmarea probelor de oțel cu 0,2% Al duce la o omogenizare mai bună a oțelului.

La început s-a lucrat după metoda clasică (fără substanțe deshidratante și în prezența

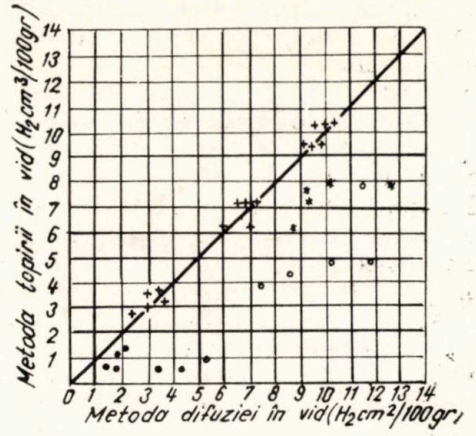


Fig. 7

oxizilor). Rezultatele obținute au fost în general neutilizabile, fiind prea mari și inconstante, cu excepția unor probe strunjite care, repetate în condițiile unei umidități atmosferice mai mari, au devenit și ele inutilizabile (fig. 7 : fără deshidratanți : ● — probe strunjite ; ⊙ — probe turnate și necojite ; cu deshidratanți : ⁜ — probe turnate și necojite ; + — probe turnate și cojite).

Pe urmă s-a lucrat cu pentoxidul de fosfor și probe cu oxizi, obținute din prelevare prin metoda aspirației, rezultatele fiind și de data aceasta inconstante și prea mari, deși în literatură se prevedeau rezultate mai mici decît cele normale [5].

Numai după ce s-a scos în afară pentoxidul de fosfor și s-a îndepărtat oxizii de pe suprafața probei, rezultatele au devenit constante și apropiate de metoda topirii în vid, pentru categoriile de oțeluri specificate mai sus, cu diferența maximă de 0,7 cm³, pentru conținutul de hidrogen între 10 și 4 cm³/100 g oțel, și 0,5 cm³, pentru conținuturi mai scăzute, fiind înregistrată chiar o stabilitate mai bună a rezultatelor în cazul metodei cu difuzie în vid.

În legătură cu oțelurile înalt aliate sau oțelurile cu mai mult Ti și Mn, în literatură [3], [6] se specifică că ele nu pot fi analizate prin metoda difuziei la 650°C, deși în cadrul încercărilor făcute au fost obținute rezultate foarte bune la oțelurile de palete.

La determinarea hidrogenului din fonte albe, metoda simplă a difuziei a furnizat rezultate incomplete în comparație cu topirea în vid

(5,1 în loc de 8 $cm^3/100$ g fontă). După datele din literatură [3], la fontele cenușii se obțin rezultate și mai eronate.

Concluzii

— A fost construită o aparatură simplă și a fost pusă la punct metoda rapidă pentru determinarea hidrogenului din oțeluri prin difuzie în vid la 650°C, fără evacuarea gazelor din spațiul cuptorului.

— Pe această cale se pot analiza oțelurile carbon și slab aliate, cu o precizie satisfăcătoare, de circa 35 min.

— Pentru prelevarea probelor din oțelul lichid, care au o importanță deosebită, se recomandă metoda aspirației cu tuburi de cuarț și para de cauciuc. Probele se iau din lingură, oțelul fiind calmat în prealabil cu 0,2% Al.

— Deoarece pentru construirea acestei aparaturi este necesară o cantitate minimă de piese din import (tuburi, șlifuri și vacuumetru) în valoare sub 500 lei valută, restul pieselor putînd fi construite în țară, acest aparat devine accesibil fiecărui laborator de uzină, ceea ce permite realizarea unui control riguros al conținutului de hidrogen din oțeluri, care este absolut necesar în momentul de față.

Spre deosebire de metoda utilizată anterior [7], cu care nu se obțineau întotdeauna rezultate concludente, în cazul de față probele de oțel au fost păstrate în zăpadă carbonică și acetonă; timpul scurs de la începutul turnării pînă la introducerea probei în mediul de congelare nu a depășit 45 s, iar decojirea probelor de oxizi s-a făcut la rece; s-au evitat astfel pierderi de hidrogen [1], [8].

Pentru analiză s-a folosit o aparatură perfect etanșă, un manometru de mare precizie, vidul inițial destul de avansat (sub 5×10^{-2} mm Hg față de 1 mm) și pentoxidul de fosfor ca deshidratant, numai în aceste condiții obținîndu-se rezultate reproductibile și asemănătoare celor obținute prin metoda exactă a topirii reducătoare în vid, lucru demonstrat în diagrama 7. S-a constatat, de asemenea, că rezultate exacte se obțin atunci cînd se introduce o singură probă în aparat, durata extracției fiind de 30 min.

BIBLIOGRAFIE

[1] Zitter H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 7, 1958, p. 402.

[2] Zitter H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 2, 1964, p. 109.

[3] Kliacico I. A. Analiza gazelor și a incluziunilor din oțeluri. Metallurghizdat, 1956.

[4] Abresch K. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 1, 1960, p. 51.

[5] Lounamaa N. Jeznkontorats Ann, nr. 11, 1964 (după Ref. Jurnal).

[6] Kliacico I. A. Zavodskaia Laboratoria, nr. 4, 1959, p. 396.

[7] Dragomir I. Metalurgia nr. 9, 1959, p. 792.

[8] Negruș O. Metalurgia, nr. 9, 1965, p. 441.

[9] * * * Prospectele firmei Henricot Annalys — Namur.

[10] * * * Prospectele firmei Ströhlein — Düsseldorf.

Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de încălzire şi laminare a laminorului de tablă groasă de la Galaţi

Ing. A. LEDERER
Institutul de proiectări de laminoare

CZ 621.771.23 : 6.001.13

LES BASES TECHNOLOGIQUES POUR L'ÉTUDE DES SECTEURS DE RECHAUFFAGE ET DE LAMINAGE DE LA TÔLERIE FORTE DE GALAȚI

L'auteur fait une analyse du processus technologique de réchauffage et de laminage, des problèmes liés au décalaminage, des critères de sélection du type et des caractéristiques des cages. Les caractéristiques principales des cages sont comparées à celles d'autres tôleries modernes.

Sur la base de programmes de laminage typiques, on calcule les productivités du laminoir et on vérifie les moteurs principaux.

L'auteur étudie, de même, le dimensionnement du secteur de réchauffage et la syncronisation de la capacité de production de ce secteur avec celui des cages de laminage.

THE ENGINEERING FEATURES OF THE GALAȚI PLATE MILL REHEATING AND ROLLING DEPARTMENT

The author investigates the reheating and rolling process, the problems of the descaling, the criteria of selecting the rolling stand types and characteristics. The main features of the rolling stands are compared to those of other modern plate mills.

Using typical rolling shedules, the mill outputs are calculated and the main drive motor rating is examined.

The author discusses, also, the rating of the reheating furnaces and the matching of the reheating and rolling capacities.

În articolul [1] au fost arătate caracteristicile generale ale laminorului de tablă groasă de la Galaţi, insistîndu-se asupra programului de producţie, materiei prime, componenţei şi planului de ansamblu, precum şi asupra etapizării. În prezentul articol se vor analiza problemele tehnologice importante legate de proiectarea subsecţiei de încălzire şi laminare, urmînd ca ulterior să se trateze subsecţia de ajustaj.

Procesul tehnologic (fig. 3 din [1])

Laminarea bramelor. Lingourile de 6—30 t greutate sînt aduse cu vagoane pe cele două linii de cale ferată din hala cuptoarelor adînci şi sînt încărcate în cuptoare cu ajutorul podurilor rulante cu cleşte, iar după încălzire la temperatura de 1 200 — 1 250°C sînt scoase cu aceleaşi poduri rulante şi aşezate pe un transfrecar cu cablu, care le predă căii cu role de alimentare a laminorului. După cîntărire, lingourile sînt trecute pe căi cu role la linia de laminare.

Laminarea propriu-zisă a bramelor se face la caja degrosisoare, cu treceri auxiliare la caja verticală, în scopul îndepărtării ţunderului, al reducerii conicităţii, al prelucrării marginilor şi al obţinerii lăţimii dorite a bramelor. Centrarea materialului înaintea trecerilor se face cu ajutorul manipulatoarelor aşezate în faţa cajei verticale, între caja verticală şi caja degrosisoare şi după caja degrosisoare.

După obţinerea dimensiunilor necesare, bramele sînt trecute de pe calea cu role cu ajutorul unui împingător pe transportorul de brame şi apoi, prin intermediul foarfecelui de 2 900 tf, sînt şutate la capete şi tăiate în lungimi de 1,5—6 m. Foarfecele este prevăzut cu cărucior pentru evacuarea şutajelor şi cu opritor mobil. Bramele finite sînt trecute pe calea cu role—cîntar şi apoi, prin intermediul a două împingătoare, pe cele două stivuitoare, de unde două cărucioare transportă stivele în hala DE. Stivele sînt luate de pe cărucioare cu podurile rulante cu cleşte şi depozitate pentru răcire.

Laminarea tablelor peste 40 mm grosime. Lingourile încălzite în cuptoare adînci sînt trecute la caja verticală şi la cea degrosisoare. După eliminarea conicităţilor şi a structurii de turnare se efectuează trecerile de lăţire, în care scop sînt prevăzute căi cu role de rotire, iar în final urmează trecerile de lungire pînă la obţinerea grosimii dorite a tablei. Între trecerile de lungire se intercalează treceri de refulare la caja verticală pentru prelucrarea şi egalizarea marginilor.

Tablele laminate, avînd maximum 20 m lungime, sînt trecute cu cele două împingătoare pe trasportorul de brame, care în acest caz funcţionează ca pat de răcire. În final, tablele sînt luate de pe grătarul din capătul transportorului, cu podul rulant cu magneţi sau ghiare şi trecute în depozit, pentru a fi tăiate autogen.

Laminarea tablelor de 21—40 mm grosime. În prima etapă aceste table se lamineză, în general, direct din lingouri, procesul tehnologic de încălzire şi laminare fiind identic cu cel al tablelor de peste 40 mm, cu deosebirea că după obţinerea lăţimii, trecerile de lungire se efectuează atît la caja degrosisoare, cît şi la caja finisoare, prevăzută cu manipulatoare în faţă şi în spate. După laminare, tablele avînd maximum 30—40 m lungime sînt trecute cu ajutorul căii cu role de evacuare în ajustaj.

Laminarea tablelor de 4—20 mm grosime. Bramele laminate anterior sînt controlate şi, în caz de nevoie, curăţate cu arzătoare cu oxigen. Stivele de brame sînt luate cu ajutorul podului rulant cu cleşte din hala C—D şi depuse lîngă cuptoarele cu propulsie. O macara semiportală de 16 t depune bramele individual pe calea cu role de alimentare a cuptoarelor. Prin intermediul maşinilor de împins, bramele sînt introduse în cele două cuptoare cu propulsie. Simultan cu încărcarea are loc descărcarea unei brame încălzite la 1 200—1 250 °C, la capătul celălalt al cuptorului, pe calea cu role de alimentare a laminorului.

Bramele calde trec prin instalaţia (cutia) de desţunderizare şi apoi la linia de laminare. Procesul de laminare este similar cu cel al tablelor de 21—40 mm grosime, cu deosebirea că trecerile iniţiale de eliminare a conicităţii şi structurii de turnare a lingourilor nu sînt necesare. După laminare la caja verticală şi la cele două caje orizontale, tablele avînd maximum 20—40 m lungime sînt trecute în ajustaj.

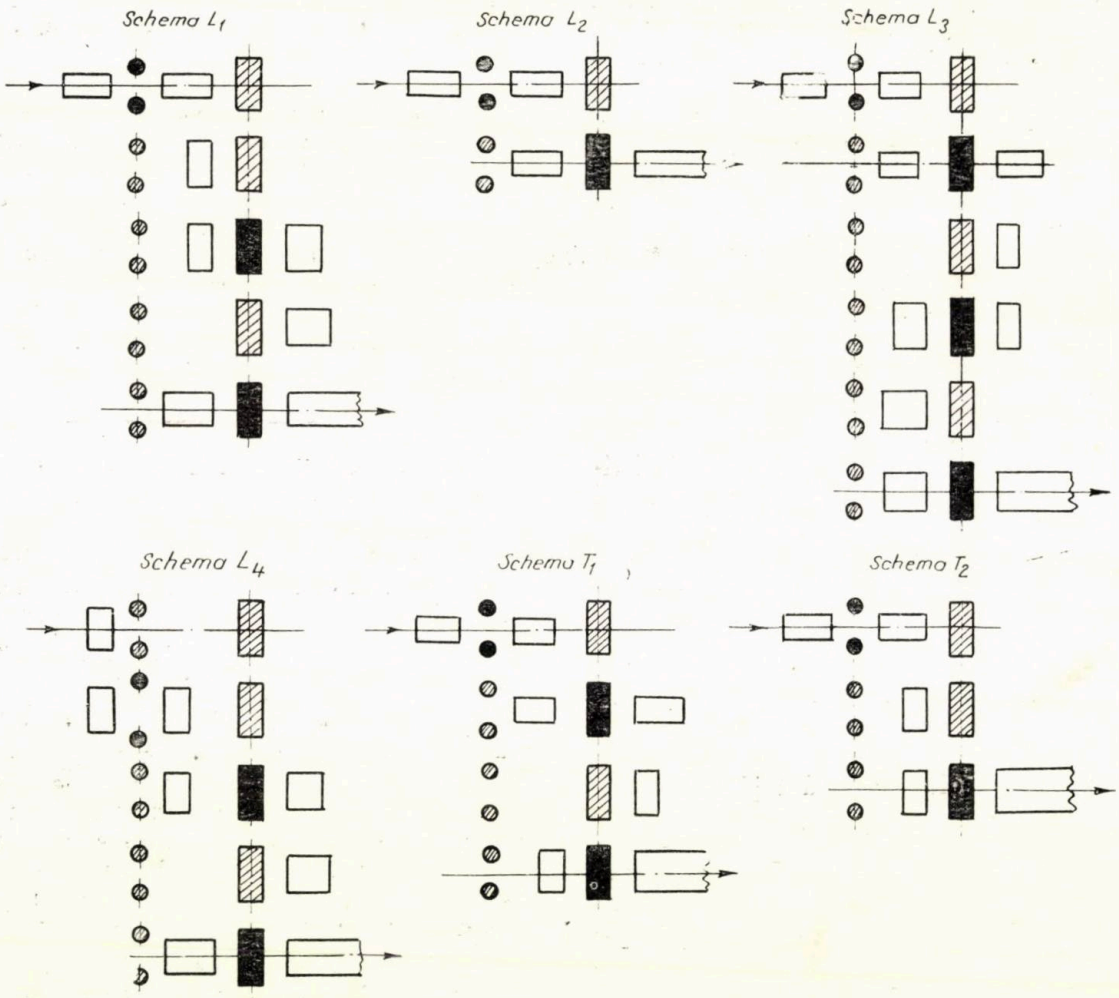


Fig. 1. Scheme tehnologice la laminarea tablelor groase.

Scheme tehnologice

Laminarea tablelor din brame se poate face după următoarele scheme tehnologice (fig. 1):

Scheme longitudinale

— Schema L_1 : o trecere de refulare a marginilor laterale; rotire cu 90°; treceri transversale pentru lățire; rotire cu 90°; laminare longitudinală pînă la sfîrșit.

— Schema L_2 : o trecere de refulare a marginilor laterale; laminare longitudinală pînă la sfîrșit.

— Schema L_3 : o trecere de refulare a marginilor laterale; treceri de lungire; rotire cu 90°; treceri transversale pentru lățire; rotire cu 90°; laminare longitudinală pînă la sfîrșit.

— Schema L_4 : rotire cu 90°; o trecere de refulare a capetelor; treceri transversale pentru lățire; rotire cu 90°; laminare longitudinală pînă la sfîrșit.

cerilor pe treceri datorită eliminării trecerilor de lățire. Totuși, în practică schemele transversale sînt utilizate rar, deoarece incluziunile nemetalice și defectele de la marginile lingoului se întind și în lungime și în lățime, dînd naștere la stratificări.

Laminarea tablelor direct din lingouri se face numai pe baza schemelor longitudinale, similare cu cele de la laminarea din brame, cu deosebirea că se adaugă la început treceri la caja verticală și degrosisoare, pentru eliminarea conicității și structurii de turnare.

Pentru asigurarea unei elasticități ridicate în aplicarea uneia sau a altei scheme tehnologice — la o productivitate ridicată — trenul degrosisor a fost prevăzut cu trei căi cu role de rotire (fig. 2), soluție aplicată pentru prima

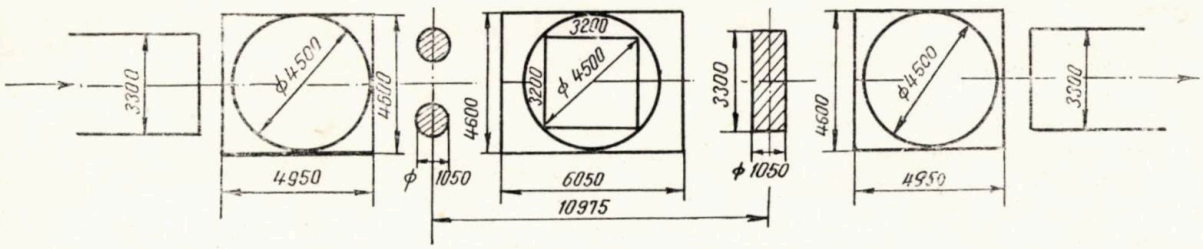


Fig. 2. Căile cu role de rotire.

Scheme transversale

— Schema T_1 : o trecere de refulare a marginilor laterale; treceri de lungire pînă la obținerea lățimii tablei; rotire cu 90°; laminare transversală pînă la sfîrșit.

— Schema T_2 : o trecere de refulare a marginilor laterale; rotire cu 90°; laminare transversală pînă la sfîrșit.

Alegerea celei mai adecvate scheme tehnologice depinde de dimensiunile bramelor și ale tablei finite, de calitatea bramelor, de caracteristicile necesare ale tablei, de calitatea încălzirii. În mod uzual se aplică schema L_1, care este cea mai răspîndită la laminoarele moderne. Schemele L_2 și T_2 se pot aplica în cazul în care lățimea brută a tablei nu este mai mare decît lățimea, respectiv lungimea bramei. Schemele L_3 și L_4 sînt aplicate în scopul micșorării sau al eliminării complete a îngustării capetelor, cauzate de deformarea neuniformă la trecerile următoare, de teșiturile de la tăiere și de încălzirea neuniformă a bramelor [2]; schema L_3 se poate utiliza în cazul bramelor de maximum 2 500 mm lungime, iar schema L_4 — în cazul bramelor de peste 1 600 mm lățime. Schemele transversale pot fi aplicate pentru table cu lățimea cel puțin egală cu lungimea bramei și au o serie de avantaje față de schemele longitudinale : îmbunătățirea caracteristicilor mecanice la probele transversale, datorită unui raport de deformare mai mic; mărirea productivității prin reducerea unei rotiri și prin posibilitatea repartizării mai uniforme a redu-

dată. Căile cu role de rotire au un diametru al cercului de rotire de 4 500 mm, ceea ce permite rotirea materialului cu diagonala maximă de circa 4 500 mm, acoperind astfel întregul sortiment al laminorului.

Desțunderizarea

Pentru obținerea unei suprafețe curate a tablelor, țunderul format în timpul încălzirii (țunderul primar) și al laminării (țunderul secundar) trebuie îndepărtat.

Îndepărtarea țunderului primar la laminoarele moderne se face prin mijloace mecanice (caje orizontale și verticale de desțunderizare) și hidraulice (cutii de desțunderizare).

Pentru laminorul de la Galați s-a aplicat o metodă combinată, utilizînd o cutie de desțunderizare cu apă la 105 at și o cajă verticală grea, care are și alte scopuri, care se vor arăta mai departe.

Deși unele laminoare moderne de tablă groasă (Salzgitter, Fuji, Gary) au fost prevăzute cu caje orizontale duo de desțunderizare, utilitatea lor este redusă față de investiția respectivă. Practica laminoarelor de tablă groasă instalate în ultimul timp a dovedit că, cu ajutorul unei cutii de desțunderizare, care reprezintă o investiție mult mai redusă, se obțin rezultate foarte bune (Oberhausen, Consett, Oxelösund, Kawasaki, Hamilton). Eficacitatea cutiei de desțunderizare este mărită și mai mult în cazul existenței unei caje verticale de refulare. La unele laminoare moderne cu

două caje reversibile (Longwy, Yawata, Appleby-Frodingham, Burns Harbor) nu s-a prevăzut nici cutie și nici cajă independentă de desțunderizare, îndepărtarea țunderului făcîndu-se la caja degrosisoare duo. Această soluție asigură o eficacitate mai mică a desțunderizării și în orice caz nu se putea aplica la Galați din cauza construcției cvarto a cajei degrosisoare. Importanța cajei verticale de desțunderizare apare în special la laminarea din lingouri, cînd cutia de desțunderizare nu poate fi folosită cu eficacitate.

Îndepărtarea țunderului secundar se face cu apă la presiune înaltă (105 at), la ambele caje reversibile, cu ajutorul unor ajutaje inferioare fixe și ajutaje superioare care își modifică poziția împreună cu cilindrul superior, asigurînd o distanță constantă față de materialul laminat, deci și o desțunderizare eficace. În același scop, rîndul superior de ajustaje al cutiei de desțunderizare este reglabil în funcție de grosimea bramei. Din debitul și numărul ajutajelor rezultă un debit specific de peste 8 l/min și cm, pe ambele fețe ale materialului, atît la cutie, cît și la caje, asigurînd astfel o desțunderizare eficace. În scopul reglării cantității de apă, în funcție de lățimea tablei, ajutajele sînt împărțite în grupe care lucrează după necesități.

Tipul cajelor

Cele două caje orizontale sînt de tip cvarto. Dacă în ceea ce privește caja finisoare, alegerea tipului nu a constituit o problemă, deoarece exactitatea dimensională și productivitatea necesară nu pot fi asigurate decît de cajele cvarto — ceea ce explică și faptul că toate cajele finisoare ale laminoarelor construite în lume după război sînt de tip cvarto —, pentru caja degrosisoare s-a analizat în mod special construcția cea mai adecvată. De la început a fost eliminată ideea unei caje trio, care are o construcție complicată, fără a prezenta avantaje tehnologice, astfel că comparația s-a făcut între tipul duo și cvarto.

Din schemele de laminare rezultă că, la laminarea tablelor late din brame, în cazul unei repartizări optime a trecerilor între cele două caje în scopul obținerii unei productivități ridicate, forțele maxime de laminare au valori de 3 000—3 500 tf, chiar la caja degrosisoare. În figura 3 a fost reprezentată grafic variația efortului unitar la încovoiere a cilindrilor, în funcție de diametrul lor, la o forță maximă de laminare de 3 500 tf, în cazul tablelor de 2 500 mm lățime. Dacă se consideră efortul unitar admisibil la încovoiere de 1 200 kgf/cm², diametrul minim al cilindrilor cajei duo (sau al cilindrilor de sprijin la cajele cvarto)

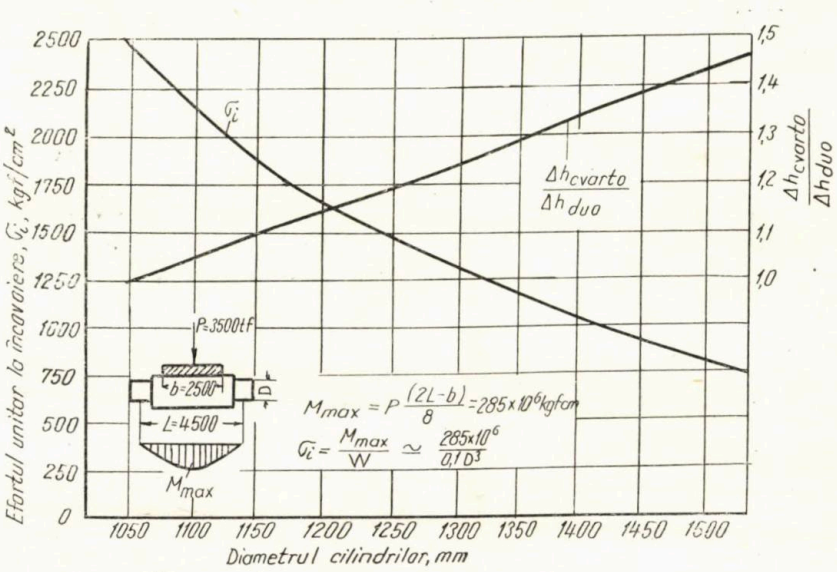


Fig. 3. Legătura dintre diametrul cilindrilor și efortul unitar la încovoiere, respectiv raportul $\frac{\Delta h \text{ cvarto}}{\Delta h \text{ duo}}$

trebuie să fie de 1 335 mm, ceea ce duce la un diametru nominal de circa 1 430 mm. Știind însă că forța de laminare este $P = pb\sqrt{\frac{D}{2}\Delta h}$, unde p este presiunea specifică; b — lățimea tablei și Δh — reducerea absolută a grosimii, rezultă că, în cazul cajelor duo, păstrînd aceeași forță maximă de laminare, reducerea va trebui micșorată față de caja cvarto în raportul invers al diametrelor, deci $\Delta h_2 = \Delta h_4 \frac{D_4}{D_2}$ (indicele 4 și 2 se referă la caja cvarto, respectiv duo). În figura 3 s-a reprezentat și variația reducerii grosimii la cajele duo, luînd ca element de comparație o cajă cvarto avînd cilindrii de lucru de 1 050 mm diametru. Din această diagramă rezultă că, la un diametru al cilindrilor la caja duo de 1 430 mm, reducerea absolută va trebui micșorată cu 36% față de caja cvarto, dacă se păstrează forța maximă de 3 500 tf.

Micșorarea reducerii absolute duce însă la mărirea numărului de treceri și deci la o productivitate mai scăzută în cazul cajei duo. Pentru obținerea aceleiași reduceri absolute în ambele cazuri, la caja duo va trebui mărită forța maximă de laminare și deci și diametrul cilindrilor (pentru a asigura rezistența la încovoiere). Scriind relațiile care exprimă forța de laminare în funcție de reducere:

$$P_4 = p_4 b\sqrt{\frac{D_4}{2}\Delta h_4}, \text{ respectiv } P_2 = p_2 b\sqrt{\frac{D_2}{2}\Delta h_2}$$

și considerînd $p_4 = p_2$, rezultă relația (1) pentru valoarea minimă a diametrului cilindrilor cajei duo, care asigură aceeași reducere ca și caja cvarto :

$$P_2 = P_4 \sqrt{\frac{D_2}{D_4}}; \quad \sigma_2 = \frac{M_2}{0{,}1\, D_2^3} = \frac{P_2(2L-b)}{0{,}8\, D_2^3}$$

$$D_2 = \sqrt[5]{\frac{(2L-b)^2 P_4^2}{0{,}64\,\sigma^2 D_4}} \qquad (1)$$

În cazul prezentat, luînd ca element de comparație o cajă cvarto cu cilindri de lucru de diametru 1 050 mm și o forță maximă de laminare de 3 500 tf, caja duo echivalentă ar avea cilindri cu diametrul minim de 1 420 mm, adică diametrul nominal de circa 1 520 mm, iar forța maximă de laminare 4 350 tf. Desigur că o astfel de cajă duo nu ar mai însemna o reducere a investiției față de caja cvarto, dacă se ține seamă și de faptul că momentul de laminare este direct proporțional cu diametrul cilindrilor și deci puterea acționărilor principale ar trebui mult mărită față de caja cvarto.

Caja degrosisoare cvarto, în afară de mărirea productivității, are următoarele avantaje principale față de tipul duo : alimentarea cajei finisoare cu un semifabricat cu dimensiuni mai uniforme, ceea ce reduce consumul de oțel și îmbunătățește toleranțele la grosime ; o calitate mult mai bună a tablelor peste 40 mm grosime, care se laminează numai la caja degrosisoare ; posibilitatea laminării unor table de calitate superioară și de dimensiuni corespunzătoare și în cazul unui deranjament la caja finisoare.

Cu toate avantajele arătate, spre deosebire de Galați, o serie de laminoare au fost prevăzute cu caje degrosisoare duo (Longwy, Yawata, Appleby-Frodingham, Burns Harbor, Hamilton etc.). La aceste laminoare nu este prevăzută însă o repartizare uniformă a trecerilor, caja degrosisoare servind în special pentru efectuarea trecerilor de lățire (diametrul maxim al cilindrilor — 1 270—1 350 mm, forța maximă — circa 2 500 tf), astfel că la același sortiment productivitatea este mai scăzută decît la un laminor cu două caje cvarto.

Cajele orizontale nu sînt prevăzute cu cilindri verticali, deci nu sînt universale. Deși s-au construit cîteva caje universale pentru laminarea tablelor groase (Dortmund, laminorul sovietic de 2 800 mm, Phoenix, Hattingen), în scopul reducerii șutajelor laterale și eventual al livrării tablelor fără tăierea marginilor, experiența a arătat că acești cilindri verticali au o eficacitate redusă, și aceasta numai în cazul unui raport între lățime și grosime mai mic de 60—70 [2] — ceea ce reprezintă o parte mică a sortimentului — ; la un raport mai mare, în loc de prelucrarea și egalizarea marginilor, se produce îndoirea tablelor, în special la grosimi mici. De altfel, nici unul din laminoarele construite după 1960 nu este prevăzut cu caje universale.

În afară de cajele orizontale, linia de laminare cuprinde o cajă verticală grea, indispensabilă în cazul laminării bramelor din lingouri, datorită necesității reducerii lățimii. Suplimentar, această cajă servește pentru desțunderizare, iar la laminarea tablelor din lingouri prin prelucrarea fețelor laterale îmbunătățește scoaterea de material bun cu circa 3 %. De asemenea, la laminarea tablelor din oțeluri bogat aliate, în special inoxidabile, prezența cajei verticale și prelucrarea fețelor laterale contribuie la evitarea crăpăturilor care pot să ducă la rebutarea tablei sau, în orice caz, la un consum foarte ridicat de oțel.

Caracteristicile cajelor

În tabela 2 din lucrarea [1] au fost arătate caracteristicile cajelor. Caja verticală are cilindri cu diametrul de 1 050 mm, determinat de unghiul de prindere, și lungimea tăbliei de 1 200 mm, determinată de grosimea lingoului de 30 t. Pe baza schemelor de laminare, forța maximă a fost adoptată de 700 tf, iar momentul de declanșare a motoarelor, redus la axa cilindrilor, de 120 tfm, ceea ce permite o reducere laterală de circa 30 mm, în cazul lingourilor de 30 t, de circa 40 mm, în cazul lingourilor de 20t, și de circa 50 mm, în cazul lingourilor de 15 t.

Diametrul cilindrilor de lucru ai cajei degrosisoare a fost ales de 1 050 mm, pentru a permite o reducere de 60 mm fără ca unghiul de prindere să depășească valoarea critică de 20°. Aplicarea unor reduceri mari este deosebit de importantă la laminarea din lingouri. Diametrul cilindrilor de lucru ai cajei finisoare a fost ales de 920 mm, minimum permis de condițiile de rezistență (ținînd seamă de momentele maxime și de materialul cilindrilor), în scopul laminării, în condiții cît mai bune, a tablelor de grosime redusă.

O atenție deosebită a fost acordată asigurării unei rigidități ridicate a cajelor, pentru obținerea unor toleranțe cît mai strînse a tablelor. Elementele de bază care determină rigiditatea cajelor au următoarele valori : diametrul cilindrilor de sprijin — 1 700 mm (față de 1 400 mm cît este diametrul minim impus de condițiile de rezistență); secțiunea stîlpilor cadrului, 8000—8 050 cm² ; greutatea unui cadru, 176—188 t. Se menționează că nici unul din laminoarele de tablă groasă existente la data proiectării laminorului de la Galați nu avea indici de rigiditate atît de ridicați. În figura 4 a fost reprezentată relația dintre deformația elastică a cilindrilor și a cadrelor în funcție de forța de laminare atît pentru laminorul de la Galați, cît și pentru laminoare tipice, cu lungimea tăbliei similară, construite în perioada respectivă. Ținînd seamă

și de celelalte elemente (lagăre și portlagăre, șuruburi de presiune etc.), deformația elastică totală a cajei finisoare de la Galați este de 1,2—1,3 mm/1 000 tf, comparativ cu 1,5—2,0 mm/1 000 tf la alte laminoare similare.

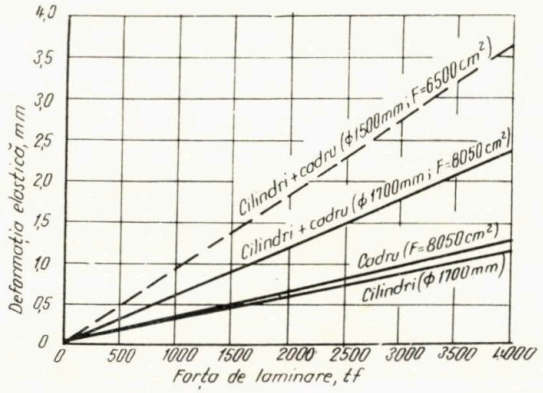


Fig. 4. Deformația elastică a cilindrilor și a cadrelor în funcție de forța de laminare.

Laminoarele moderne de tablă groasă se caracterizează prin dimensionarea cajelor pentru forțe mari de laminare (în general 3 000—4 000 tf), reducînd astfel numărul de treceri, ceea ce, pe lîngă o productivitate ridicată, permite terminarea laminării peste punctul de transformare A_3 și pentru grosimile mai mici de table, deci asigură o structură corespunzătoare și caracteristici mecanice bune. Diametrul cilindrilor de sprijin și tipul lagărelor cu frecare lichidă (64—72″) permit preluarea unor forțe de laminare de peste 4 000 tf. Ținînd seamă însă de posibilitatea unei repartizări neuniforme a presiunii de-a lungul tăbliei, schemele

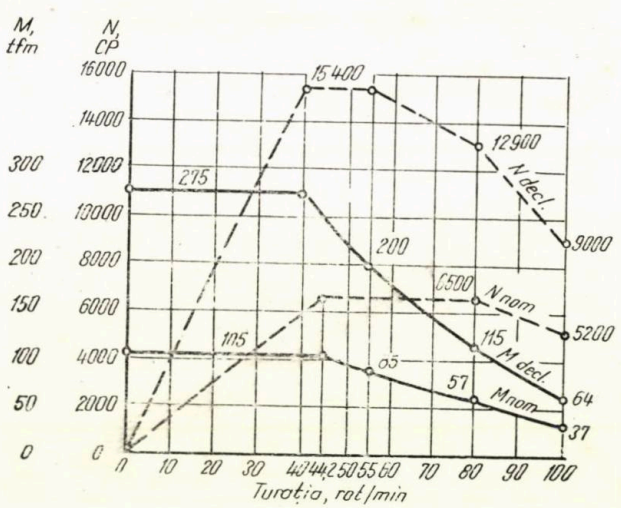


Fig. 5. Caracteristicile motoarelor principale ale cajelor cvarto.

de laminare au fost întocmite pentru o forță maximă de 3 500 tf.

Cajele orizontale sînt acționate de cîte două motoare gemene, de 6 500 CP. Motoarele sînt identice la ambele caje, turația maximă fiind însă limitată la 80 rot/min la caja degrosisoare, față de 100—110 rot/min la caja finisoare, iar momentul de declanșare la 200 tfm la caja finisoare, față de 275 tfm la caja degrosisoare. Se remarcă valoarea foarte mare a momentului de declanșare la caja degrosisoare, impusă de productivitatea necesară și de laminarea din lingouri. Turația de bază este de 44,2 rot/min, pentru valorile nominale, și de 40 rot/min, pentru valorile de declanșare. În figura 5 sînt date caracteristicile complete ale motoarelor principale de acționare.

În tabela 1 sînt date comparativ caracteristicile principale ale cajelor orizontale de la cele mai importante laminoare moderne de tablă groasă [2], de unde rezultă nivelul foarte ridicat al cajelor de la Galați.

Scheme de laminare

Determinarea caracteristicilor cajelor, dimensionarea subsecțiilor auxiliare și calculul productivității s-au făcut pe baza schemelor de laminare întocmite pentru toate dimensiunile caracteristice de table și de brame. În tabela 2 sînt centralizate schemele de laminare pentru cîteva dimensiuni caracteristice de tablă, iar în tabela 3 — pentru cîteva dimensiuni caracteristice de brame. Pe baza acestor scheme, capacitatea de producție a cajelor de laminare pentru sortimentul prevăzut este de 600 000 t/an în etapa I, respectiv de 1 000 000 t/an în etapa II, la un fond de timp efectiv de circa 6 000 h/an. Creșterea capacității de producție în etapa II se datorează alimentării exclusive cu brame, precum și măririi greutății medii a bramelor în urma scoaterii din program a gamei inferioare de grosimi și lățimi, care va fi trecută la laminorul de benzi.

În tabelele 4—6 sînt arătate trei scheme tipice de laminare pentru sortimente grele și anume:

— tabela 4: tabla de 10 × 2 500 mm, obținută dintr-o bramă de 150 × 1 800 × 2 600 mm (5 550 kg);

— tabela 5: tabla de 30 × 2 500 mm, obținută dintr-un lingou de 15 t;

— tabela 6: brama de 200 × 1 800 mm, obținută din r-un lingou de 20 t.

Calculul forțelor și al momentelor s-a făcut pe cale analitică, plecînd de la măsurările efectuate la diverse uzine pentru valorile presiunii specifice [2]. La calculul momentului de deformare s-a considerat o valcare medie de 0,5 l_d (l_d = lungimea arcului de contact) pentru brațul de pîrghie al forței de laminare.

Pentru calculul momentului static valorile momentului de deformare au fost majorate cu 10%, ținînd seamă de pierderile prin frecări în lagăre și bare de cuplare.

Pentru schemele de laminare arătate s-a considerat o turație maximă a cilindrilor de

Tabela 1

Denumirea uzinei	Anul intrării în funcțiune	Lungimea tăbliei, mm	Diametrul cilindrilor, mm		Forța maximă de laminare, tf	Secțiunea cadrului, cm²	Acționarea principală		
			De lucru	De sprijin			Puterea nominală, CP	Momentul de declanșare, tfm	Turația, rot/min
Salzgitter (R.F.G.)									
— cajă degrosis.	1954	3 200	1 000	1 450			2×4500	2×200	±0/40/80
— cajă finisoare	1954	3 200	850	1 500	3 000	140 t	2×6400	2×150	±0/70/140
Longwy (Franța)									
— cajă degrosis.	1955	4 000	1 150	—			4500	220	±0/45/90
— cajă finisoare	1955	4 000	965	1 500		130 t	2×4000	2×245	±0/35/90
Hattingen (R.F.G.)	1956	4 200	980	1 800	4 000	8 000	2×4800	2×230	±0/40/80
Oberhausen (R.F.G.)	1957	3 300	920	1 450	3 000	6 300	2×6000	2×200	±0/45/90
Sparrows Point (S.U.A.)[1]	1957	4 064	965	1 499	4 050		2×5000	2×250	±0/40/80
Bremen (R.F.G.)[2]	1958	3 400	980	1 500	4 000	160 t	2×4800	2×200	±0/40/100
Linz (Austria)	1958	4 200	1 000	1 800	4 000	8 200	2×4800	2×230	±0/40/80
Fuji (Japonia)	1958	4 064	965	1 524			2×5000	2×250	±0/40/80
Consett (Anglia)	1960	3 353	991	1 524	3 000	7 100	2×5180	2×246	±0/45/80
Oxelösund (Suedia)	1960	3 650	920	1 550	3 000	6 300	2×4200	2×200	±0/45/90
Lukens (S.U.A.)	1960	3 556	991	1 499	4 000	180 t	2×5000	2×250	±0/40/80
Rourkela (India)	1960	3 100	1 000	1 500	3 000		2×4600	2×200	±0/40/80
Kawasaki (Japonia)	1961	4 216	960	1 700			2×5000	2×250	±0/40/80
Dunkerque (Franța)	1962	3353/4318[3]	991	1 829	3 500	8 000	2×6000	2×265	±0/45/90
Gary (S.U.A.)	1962	4064/5334[3]	965	1 829			2×6000		±0/40/80
Avesta (Suedia)	1963	2 800	890	1 600	3 000	6 750	2×4500	2×180	±0/50/120
Houston (S.U.A.)[4]	1963	4 064	991	1 524	4 050	7 750	2×6000		±0/40/80
Taranto (Italia)	1964	3 556	991	1 575			2×5000	2×250	±0/40/80
Burns Harbor (S.U.A.)									
— cajă degrosis.	1964	4 064	1 270	—			2×3000		±0/30/60
— cajă finisoare	1964	4 064	991	1 829			2×6000		±0/40/100
Hamilton (Canada)									
— cajă degrosis.	1965	3 759	1 321	—			2×2500		±0/30/75
— cajă finisoare	1965	3 556	991	1 600			2×2500	2×250	±0/40/100
Sumitomo (Japonia)[4]	1965	4 300	1 020	1 800		9 000	2×5000	2×250	±0/40/80
Galați (R.S.R.)							2×5000		
— cajă degrosis.	1966	3 300	1 050	1 700	3 500	8 000	2×6500	2×275	±0/40/80
— cajă finisoare	1966	3 300	920	1 700	3 500	8 050	2×6500	2×200	±0/55/110

Obs.: 1) Caja finisoare (caja degrosisoare este veche); 2) servește și pentru alimentarea unui tren finisor pentru benzi; 3) cadrele sînt deplasabile; 4) este utilizată și ca slebing, cu garnitură duo.

Tabela 2

Tabla							Brama				Lingou, t	Ritmul teoretic de laminare, s	Productivitatea, t/h ($k = 0,8$)		
Grosimea, mm	Lățimea, mm		Lungimea, m		Masa, t		Grosimea, mm	Lățimea, mm	Lungimea, mm	Masa, t			Brame (lingouri)	Table brute	Table finite
	finită	brută	finită	brută	finită	brută									
6	1 500	1 600	24,2	27,1	1,71	2,04	110	1 350	1 800	2,08	10	75	79,9	78,4	65,7
	2 000	2 100	18,1	20,6	1,71	2,04	110	1 350	1 800	2,08	10	70	85,7	83,9	70,3
	2 500	2 600	17,4	20,0	2,05	2,45	120	1 600	1 650	2,50	15	75	96,0	94,1	78,8
10	1 500	1 600	21,7	24,4	2,56	3,06	120	1 600	2 050	3,12	15	60	150	147	123
	2 000	2 100	21,7	24,8	3,42	4,09	120	1 600	2 750	4,17	15	60	200	196	164
	2 500	2 600	23,2	26,7	4,55	5,45	150	1 800	2 600	5,55	20	75	213	209	174
	3 000	3 100	19,3	22,4	4,55	5,45	150	1 800	2 600	5,55	20	70	228	224	187
15	1 500	1 600	19,4	21,6	3,42	4,09	120	1 600	2 750	4,17	15	55	218	214	179
	2 000	2 100	21,8	24,8	5,13	6,13	175	1 600	2 850	6,25	15	60	300	294	247
	2 500	2 600	23,2	26,7	6,82	8,18	200	1 800	2 950	8,32	20	75	320	314	262
	3 000	3 100	19,3	22,3	6,82	8,18	200	1 800	2 950	8,32	20	70	342	336	281
20	1 500	1 600	21,7	24,4	5,13	6,13	175	1 600	2 850	6,25	15	55	327	321	268
	2 000	2 100	21,7	24,7	6,82	8,18	200	1 800	2 950	8,32	20	60	399	392	328
	2 500	2 600	17,4	20,0	6,82	8,18	200	1 800	2 950	8,32	20	55	435	428	357
	3 000	3 100	21,7	25,2	10,25	12,3	300	1 900	2 800	12,5	30	75	480	472	393
30	1 500	1 600	19,3	25,2	6,82	9,8	—	—	—	—	10	90	320	314	218
	2 000	2 150	21,7	29,0	10,25	14,7	—	—	—	—	15	110	392	385	269
	2 500	2 650	17,4	23,5	10,25	14,7	—	—	—	—	15	100	432	423	295
	3 000	3 150	19,2	26,4	13,6	19,6	—	—	—	—	20	110	523	514	356
40	1 500	1 650	21,7	28,4	10,25	14,7	—	—	—	—	15	90	480	470	328
	2 000	2 150	21,7	29,0	13,6	19,6	—	—	—	—	20	105	548	538	372
	2 500	2 650	17,4	23,6	13,6	19,6	—	—	—	—	20	95	606	593	413
	3 000	3 150	21,3	29,7	20,0	29,4	—	—	—	—	30	130	664	650	443

Tabela 3

Brama			Masa lingoului, t	Ritmul teoretic de laminare, s	Productivitatea, t/h ($k = 0{,}8$)	
Grosimea, mm	Lățimea, mm	Lungimea de laminare, m			Lingouri	Brame
110	1 350	8,60	10	85	339	282
120	1 600	9,95	15	110	392	327
175	1 600	6,80	15	100	431	360
150	1 800	9,42	20	125	462	384
200	1 800	7,05	20	115	502	418
300	1 900	6,70	30	145	596	496

50 rot/min, la caja degrosisoare, și de 80 rot/min, la caja finisoare (plecînd de la condiția ca durata unei treceri la această cajă să nu depășească 7—7,5 s). Atît la caja degrosisoare, cît și la caja finisoare s-a considerat că prinderea materialului se face la turația de bază a motoarelor principale, iar accelerația maximă a acestora s-a luat de 53 rot/min s^2 (corespunzătoare unui timp de reversare de 1,5 s de la +40 rot/min la —40 rot/min). Această valoare corespunde unor accelerații liniare de 2,9 m/s^2 la caja degrosisoare și, respectiv, de 2,55 m/s^2 la caja finisoare, considerabil mai mici decît valoarea maximă admisă în general pentru evitarea alunecării dintre material și role (cca. 4 m/s^2).

Momentul dinamic s-a calculat plecînd de la GD^2-ul total al motoarelor principale și al mecanismelor de transmisie (caja verticală 140 tfm^2, caja degrosisoare 710 tfm^2, caja finisoare 670 tfm^2) și de la accelerația maximă arătată (53 rot/min s^2). Desigur la trecerile pentru care momentul static are valori apropiate de momentul maxim de lucru al motoarelor (considerat 90% din momentul de declanșare), rezultă un moment dinamic disponibil mai scăzut și, în mod corespunzător, accelerații mai reduse. Se menționează că s-a considerat accelerarea la toate trecerile, pentru a se ține seamă de revenirea la turația după impact.

În figurile 6—8 s-au reprezentat caracteristicile celor trei scheme de laminare. La laminarea tablei de 10 × 2 500 mm din bramă (fig. 6), reducerea grosimii la caja degrosisoare (cu excepția trecerilor de lățire) și la prima trecere finisoare este limitată atît de forța maximă, cît și de momentul maxim al motoarelor; la restul trecerilor finisoare reducerea nu este limitată de factorii energetici, ci de forma corectă a tablei (în care scop s-a limitat reducerea relativă la 25%). La laminarea tablei de 30 × × 2 500 mm din lingou (fig. 7), reducerea grosimii la primele treceri degrosisoare este limitată de unghiul de prindere; la trecerile de lățire, la restul trecerilor degrosisoare și la primele treceri finisoare — de momentul maxim al motoarelor, iar la ultimele treceri finisoare (ca și în cazul laminării din brame), de forma

Tabela 4

Nr. trecerii	Caja	Grosimea, mm	Reducerea		Lățimea, mm	Lungimea, m	Diametrul cilindrilor, mm	Turația maximă, rot/min	Viteza medie de laminare, m/s	Timpul mașină, s	Timpul pauză, s	Temperatura, °C	Unghiul de prindere, grade	Presiunea specifică, kgf/mm^2	Lungimea arcului de contact, mm	Forța de laminare, tf	Momentul de deformare, tfm	Momentul static, tfm	Momentul dinamic, tfm	Momentul total, tfm	Momentul motor, tfm	
			mm	%																	Maxim de lucru	Declanșare
0	—	150	—	—	1 800	2,6	—	40	—	—	—	1 190	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
1	V	150	50	2,8	1 750	2,65	1 050	40	2,2	1,2	15	1 180	17°43′	7,0	162	170	27,5	30	20	48/13,7[1])	31	34,4
2	D	120	30	20,0	2 650	2,18	1 050	40	2,2	1,0	3	1 175	13°44′	8,0	126	2 670	336	370	100	470	495	550
3	D	99	21	17,5	2 650	2,66	1 050	40	2,2	1,2	15	1 170	11°30′	9,0	105	2 500	263	290	100	390	495	550
4	V	99	30	1,13	2 630	2,67	1 050	40	2,2	1,2	3	1 165	13°44′	8,5	126	106	13,4	15	20	35/10[1])	31	34,4
5	V	99	30	1,14	2 600	2,70	1 050	40	2,2	1,2	6	1 160	13°44′	8,5	126	106	13,4	15	20	35/10[1])	31	34,4
6	D	70	29	29,3	2 600	3,82	1 050	40	2,2	1,8	3	1 150	13°31′	10,0	124	3 220	398	439	56	495	495	550
7	D	50	20	28,6	2 600	5,35	1 050	45	2,35	2,3	3	1 140	11°12′	12,0	103	3 220	332	366	74	440	440	490
8	D	35	15	30,0	2 600	7,62	1 050	50	2,5	3,1	5	1 130	9°42′	14,0	89	3 250	289	318	77	395	395	440
9	F	25	10	28,6	2 600	10,65	920	60	2,6	4,1	4	1 100	8°33′	18,0	67,5	3 170	214	235	85	320	320	356
10	F	19	6	24,0	2 600	14,0	920	60	2,8	5,0	4	1 080	6°31′	20,0	52,5	2 730	143	158	95	253	320	356
11	F	14,5	4,5	23,7	2 600	18,4	920	70	3,0	6,2	4	1 060	5°40′	22,0	45,5	2 600	118	130	95	225	257	286
12	F	12	2,5	17,2	2 600	22,2	920	70	3,2	7,0	4	1 030	4°14′	24,0	33,9	2 110	71,5	79	95	174	257	286
13	F	10,8	1,2	10,0	2 600	24,7	920	80	3,4	7,2	4	990	2°55′	26,0	23,5	1 590	37,4	41	95	136	207	230
14	F	10,2	0,6	5,55	2 600	26,2	920	80	3,6	7,3	10	950	2°04′	27,0	16,6	1 170	19,5	22	95	117	207	230
15	F	10	0,2	2,06	2 600	26,7	920	80	3,7	7,2	(5)	900	1°11′	28,0	9,6	700	6,7	8	95	103	207	230

[1]) Redus la axa motorului.

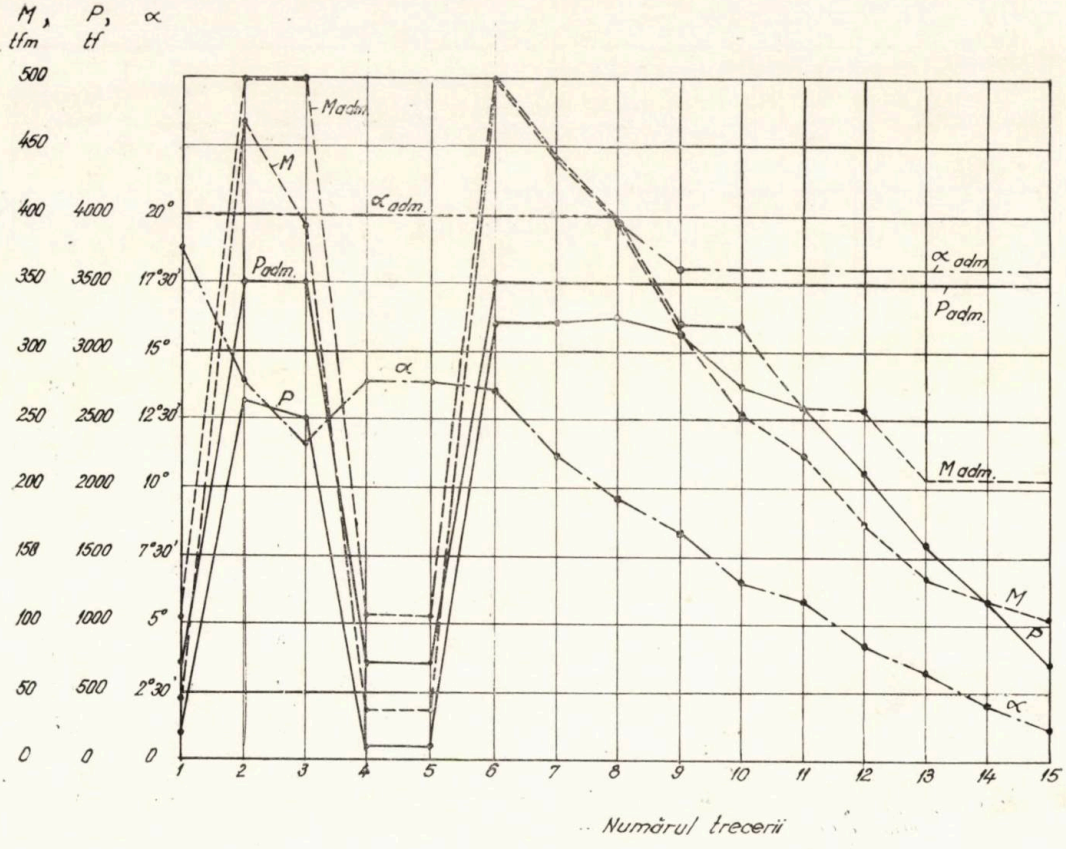


Fig. 6. Caracteristicile schemei de laminare a tablelor de 10 × 2 500 mm din bramă de 150 × 1 800 × 2 600 mm (5 550 kg).

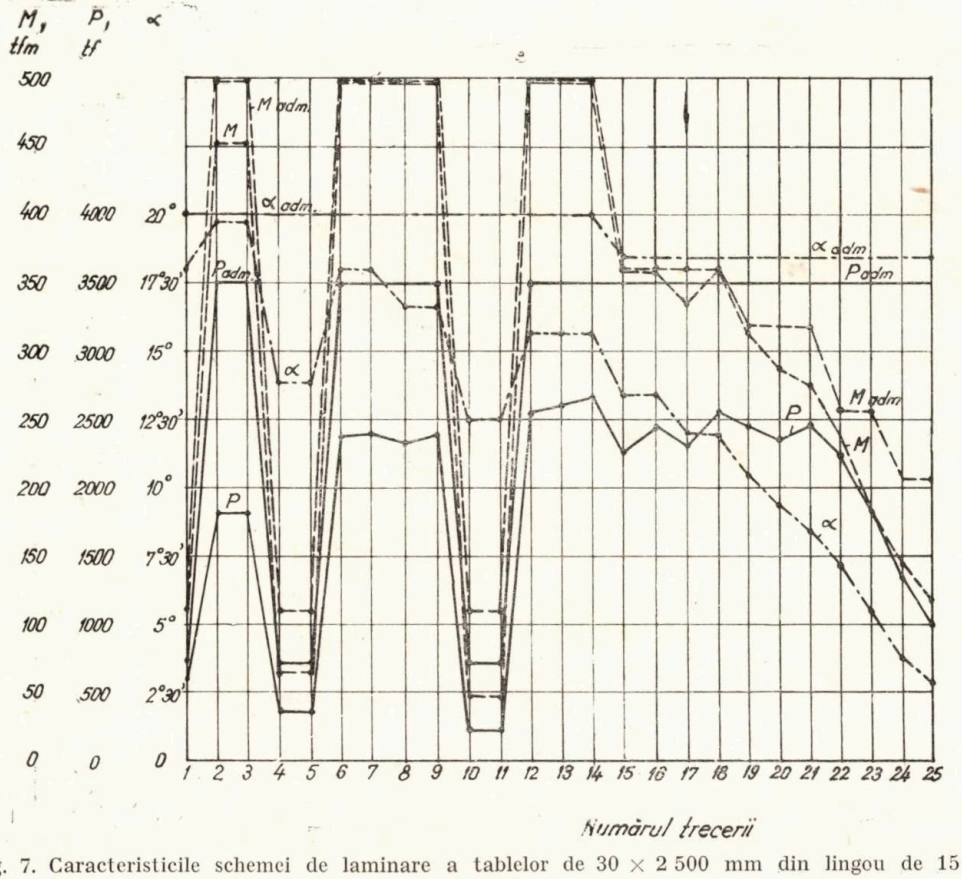


Fig. 7. Caracteristicile schemei de laminare a tablelor de 30 × 2 500 mm din lingou de 15 t.

Nr. trecerii	Caja	Grosimea, mm	Reducerea		Lăţimea, mm	Lungimea, m	Diametrul cilindrilor, mm	Turaţia maximă, rot/min	Viteza medie de laminare, m/s	Timpul maşină, s	Timpul, pauză, s
			mm	%							
0	—	600	—	—	1 750	2,30	—	—	—	—	—
1	V	600	50	2,85	1 700	2,30	1 050	40	2,2	1,1	6
2	D	540	60	10,0	1 700	2,30	1 050	40	2,2	1,1	3
3	D	480	60	11,1	1 700	2,30	1 050	40	2,2	1,1	6
4	V	480	30	1,77	1 670	2,34	1 050	40	2,2	1,1	3
5	V	480	30	1,80	1 640	2,38	1 050	40	2,2	1,1	15
6	D	430	50	10,4	2 380	1,82	1 050	40	2,2	0,9	3
7	D	380	50	11,6	2 380	2,06	1 050	40	2,2	1,0	3
8	D	335	45	11,8	2 380	2,34	1 050	40	2,2	1,1	3
9	D	290	45	13,4	2 380	2,70	1 050	40	2,2	1,2	15
10	V	290	25	0,93	2 675	2,41	1 050	40	2,2	1,1	3
11	V	290	25	0,94	2 650	2,44	1 050	40	2,2	1,1	6
12	D	250	40	13,8	2 650	2,83	1 050	40	2,2	1,3	3
13	D	210	40	16,0	2 650	3,35	1 050	40	2,2	1,5	3
14	D	170	40	19,0	2 650	4,15	1 050	40	2,2	1,9	5
15	F	145	25	14,7	2 650	4,86	920	55	2,3	2,1	4
16	F	120	25	17,2	2 650	5,90	920	55	2,35	2,5	4
17	F	100	20	16,7	2 650	7,05	920	55	2,4	2,9	4
18	F	80	20	20,0	2 650	8,80	920	55	2,5	3,5	4
19	F	65	15	18,8	2 650	10,85	920	60	2,6	4,2	4
20	F	53	12	18,5	2 650	13,3	920	60	2,7	4,9	4
21	F	43	10	18,9	2 650	16,4	920	60	2,8	5,9	4
22	F	37	7	16,3	2 650	19,0	920	70	3,0	6,0	4
23	F	33	4	10,8	2 650	21,4	920	70	3,1	6,9	4
24	F	31	2	6,05	2 650	22,8	920	80	3,4	6,7	10
25	F	30	1	3,23	2 650	23,5	920	80	3,5	6,7	(5)

[1]) Redus la axa motorului.

Nr. trecerii	Caja	Grosimea, mm	Reducerea		Lăţimea, mm	Lungimea, m	Diametrul cilindrilor, mm	Turaţia maxină, rot/min	Viteza medie de laminare, m/s	Timpul maşină, s	Timpul pauză, s
			mm	%							
0	—	700	—	—	1 900	2,40	—	—	—	—	—
1	V	700	40	2,1	1 860	2,40	1 050	40	2,2	1,1	6
2	D	640	60	8,6	1 860	2,40	1 050	40	2,2	1,1	3
3	D	580	60	9,4	1 860	2,40	1 050	40	2,2	1,1	6
4	V	580	30	1,61	1 830	2,40	1 050	40	2,2	1,1	3
5	V	580	30	1,64	1 800	2,43	1 050	40	2,2	1,1	6
6	D	520	60	10,3	1 815	2,70	1 050	40	2,2	1,2	3
7	D	460	60	11,5	1 830	3,02	1 050	40	2,2	1,4	6
8	V	460	15	0,82	1 815	3,05	1 050	40	2,2	1,4	3
9	V	460	15	0,83	1 800	3,07	1 050	40	2,2	1,4	6
10	D	400	60	13,0	1 815	3,52	1 050	40	2,2	1,6	3
11	D	340	60	15,0	1 830	4,10	1 050	40	2,2	1,9	6
12	V	340	15	0,82	1 815	4,13	1 050	40	2,2	1,9	3
13	V	340	15	0,83	1 800	4,16	1 050	40	2,2	1,9	6
14	D	285	55	16,2	1 815	4,93	1 050	40	2,2	2,2	3
15	D	230	55	19,3	1 830	6,05	1 050	40	2,2	2,8	6
16	V	230	20	1,09	1 810	6,11	1 050	40	2,2	2,8	3
17	V	230	20	1,11	1 790	6,18	1 050	40	2,2	2,8	6
18	D	200	30	13,0	1 800	7,05	1 050	50	2,5	2,8	5

[1]) Redus la axa motorului.

Tabela 5

Temperatura, °C	Unghiul de prindere, grade	Presiunea specifică kgf/mm²	Lungimea arcului de contact, mm	Forța de laminare, tf	Momentul de deformare, tfm	Momentul static, tfm	Momentul dinamic, tfm	Momentul total, tfm	Momentul motor, tfm	
									Maxim de lucru	De declanșare
1 200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
1 190	17°43′	6,0	162	583	94,5	104	5	109/31[1])	31	34,4
1 190	19°26′	6,0	177	1 805	320	352	100	452	495	550
1 190	19°26′	6,0	177	1 805	320	352	100	452	495	550
1 185	13°44′	6,0	126	364	45,8	51	20	71/20,2 [1])	31	34,4
1 185	13°44′	6,0	126	364	45,8	51	20	71/20,2 [1])	31	34,4
1 185	17°43′	6,2	162	2 380	385	423	72	495	495	550
1 180	17°43′	6,3	162	2 420	393	433	62	495	495	550
1 180	16°52′	6,4	154	2 340	360	397	98	495	495	550
1 175	16°52′	6,5	154	2 380	366	403	92	495	495	550
1 170[1])	12°31′	6,5	115	217	25	28	20	48/13,7 [1])	31	34,4
1 165	12°31′	6,5	115	217	25	28	20	48/13,7 [1])	31	34,4
1 160	15°52′	6.7	145	2 570	373	411	84	495	495	550
1 155	15°52′	6,8	145	2 610	379	418	77	495	495	550
1 150	15°52′	7,0	145	2 690	390	430	65	495	495	550
1 130	13°24′	8,0	107	2 270	243	267	93	360	360	400
1 120	13°24′	8,5	107	2 410	258	284	76	360	360	400
1 110	11°58′	9	96	2 290	220	242	95	337	360	400
1 100	11°58′	10	96	2 540	244	269	91	360	360	400
1 090	10°20′	11	83	2 420	201	221	95	316	320	356
1 080	9°14′	12	74	2 360	175	193	95	288	320	356
1 070	8°33′	13,5	68	2 430	165	182	95	277	320	356
1 060	7°03′	15	57	2 260	129	142	95	237	257	286
1 045	5°20′	16	43	1 820	78,5	87	95	182	257	286
1 030	3°47′	17	30,3	1 330	40,5	45	95	140	207	230
1 000	2°40′	18	21,4	1 020	21,8	24	95	119	207	230

Tabela 6

Temperatura, °C	Unghiul de prindere, grade	Presiunea specifică, kgf/mm²	Lungimea arcului de contact, mm	Forța de laminare, tf	Momentul de deformare, tfm	Momentul static, tfm	Momentul dinamic, tfm	Momentul total, tfm	Momentul motor, tfm	
									Maxim de lucru	De declanșare
1 200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
1 190	15°52′	6,0	145	610	88,5	98	11	109/31[1])	31	34,4
1 190	19°26′	6,0	177	1 980	351	387	100	487	495	550
1 190	19°26′	6,0	177	1980	351	387	100	487	495	550
1 185	13°44′	6,1	126	450	56,8	63	20	83/23,7[1])	31	34,4
1 185	13°44′	6,1	126	450	56,8	63	20	83/23,7[1])	31	34,4
1 185	19°26′	6,1	177	1 960	347	382	100	482	495	550
1 180	19°26′	6,2	177	2 010	356	392	100	492	495	550
1 180	9°42′	6,2	89	253	22,5	25	20	45/12,8[1])	31	34,4
1 175	9°42′	6,3	89	258	22,9	25	20	45/12,8[1])	31	34,4
1 175	19°26′	6,3	177	2 020	357	393	100	493	495	550
1 170	19°26′	6,4	177	2 070	366	404	91	495	495	550
1 165	9°42′	6,6	89	200	17,8	20	20	40/11,4[1])	31	34,4
1 160	9°42′	6,8	89	206	18,3	20	20	40/11,4[1])	31	34,4
1 155	18°21′	7,0	170	2 160	368	405	90	495	495	550
1 150	18°21′	7,2	170	2 230	380	418	77	495	495	550
1 145	11°12′	7,4	103	175	18,0	20	20	40/11,4[1])	31	34,4
1 140	11°12′	7,7	103	182	18,7	21	20	41/11,7[1])	31	34,4
1 130	13°44′	8,0	126	1 820	229	252	100	352	395	440

corectă a tablei. La laminarea bramei de 200 × × 1 800 mm (fig. 8), reducerea grosimii este limitată de unghiul de prindere la prima jumătate a trecerilor și, respectiv, de unghiul de prindere și de momentul maxim al motoarelor, pentru restul trecerilor.

Verificînd motoarele principale la încălzire pentru cele trei scheme de laminare, au rezultat următoarele momente efective (pătratice) ale motoarelor cajelor orizontale:

Caja degrosisoare (momentul nominal $2 \times 105 = 210$ tfm):

— tabla de $10 \times 2\,500$ mm $M_{ef} = 146$ tfm;
— tabla de $30 \times 2\,500$ mm $M_{ef} = 143$ tfm;
— brama de $200 \times 1\,800$ mm $M_{ef} = 154$ tfm.

Caja finisoare (momentul nominal $2 \times 85 = 170$ tfm):

— tabla de $10 \times 2\,500$ mm $M_{ef} = 117$ tfm;
— tabla de $30 \times 2\,500$ mm $M_{ef} = 151$ tfm.

Din aceste date rezultă că în general momentele efective reprezintă, în medie, circa 70% din momentele nominale ale motoarelor, care au deci o rezervă importantă la încălzire. Acest fapt este de altfel normal, deoarece motoarele principale ale cajelor reversibile — care se caracterizează prin treceri scurte și cu vîrfuri mari de sarcină — se dimensionează pe baza momentului maxim și nu pe baza momentului efectiv. Se menționează însă că, în cazul laminării tablelor din lingouri (tabela 5 și fig. 7), momentul efectiv la caja finisoare reprezintă circa 90% din momentul nominal al motoarelor datorită faptului că, în scopul repartizării uniforme a trecerilor pe cele două caje, la caja finisoare se efectuează un număr mai mare de treceri cu reduceri absolut ridicate. În viitor, cînd aceste table vor fi laminate din brame, caja finisoare va fi mai descărcată și momentul efectiv va avea o valoare mai scăzută.

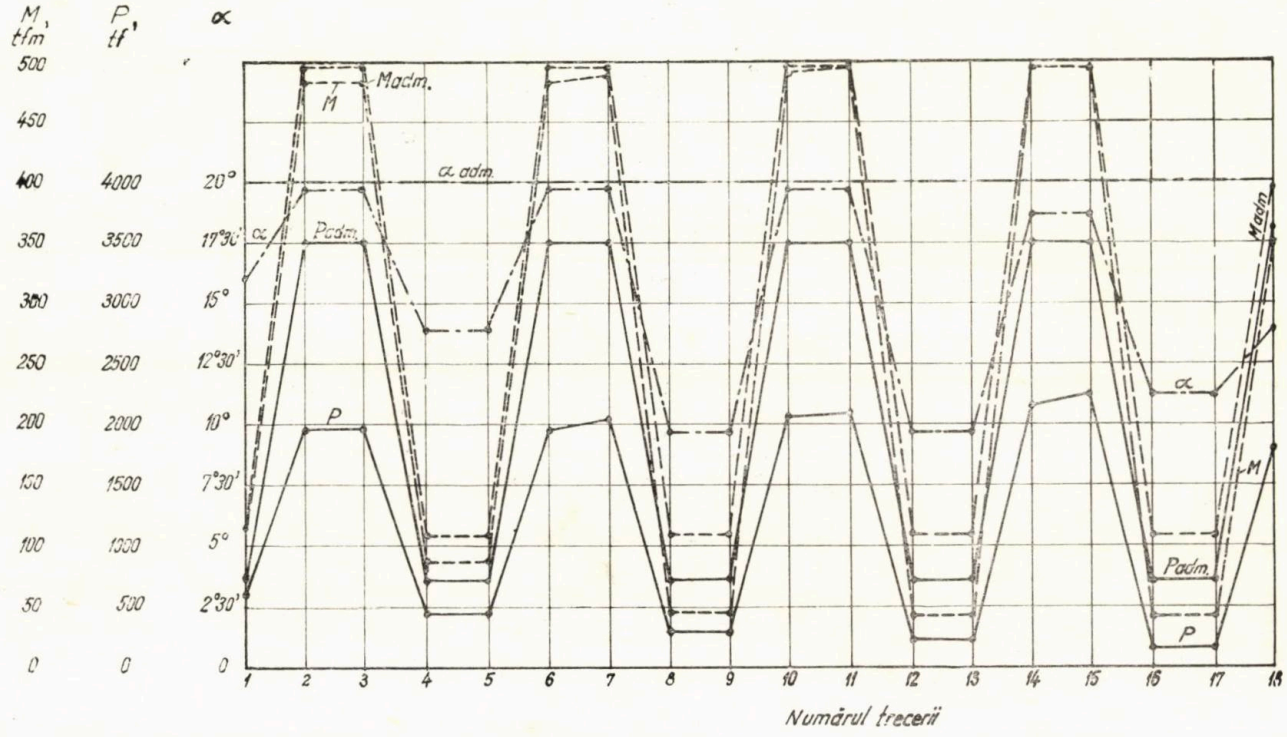


Fig. 8. Caracteristicile schemei de laminare a bramelor de 200 × 1 800 mm din lingou de 20 t.

Subsecția de încălzire

Subsecția de încălzire cuprinde zece cuptoare adînci și două cuptoare cu propulsie. Pentru etapa a II-a s-a prevăzut extinderea cuptoarelor cu propulsie și posibilitatea instalării unui cuptor cu vatră pășitoare pentru încălzirea bramelor din oțeluri bogat aliate.

Cuptoarele adînci servesc pentru încălzirea lingourilor. În etapa a II-a, cuptoarele adînci vor încălzi lingouri și brame peste 300 mm grosime, folosite la laminarea tablelor grele (peste 12—13 t), precum și lingouri din anumite calități speciale de oțeluri.

Cuptoarele adînci au fost dimensionate pe baza producției anuale și nu pe baza productivității orare a laminorului, deoarece procesul tehnologic din prima etapă se bazează pe laminarea combinată a bramelor și a tablelor. Dimensionarea pe baza productivității orare ar

fi fost cu totul nerațională, deoarece productivitatea cajelor la laminarea lingourilor este în general de peste 300 t lingouri/h (tabela 2, pentru tablele de peste 20 mm grosime și tabela 3 pentru brame), iar cantitatea medie de lingouri (pe baza producției anuale), de numai de circa 500 kg/m²h, productivitatea nominală maximă a unui cuptor (corespunzătoare bramelor de 2 × 3 000 mm sau 6 000 mm lungime) este de 100 t/h.

În figura 9 au fost comparate grafic productivitățile cuptoarelor cu propulsie și ale cajelor

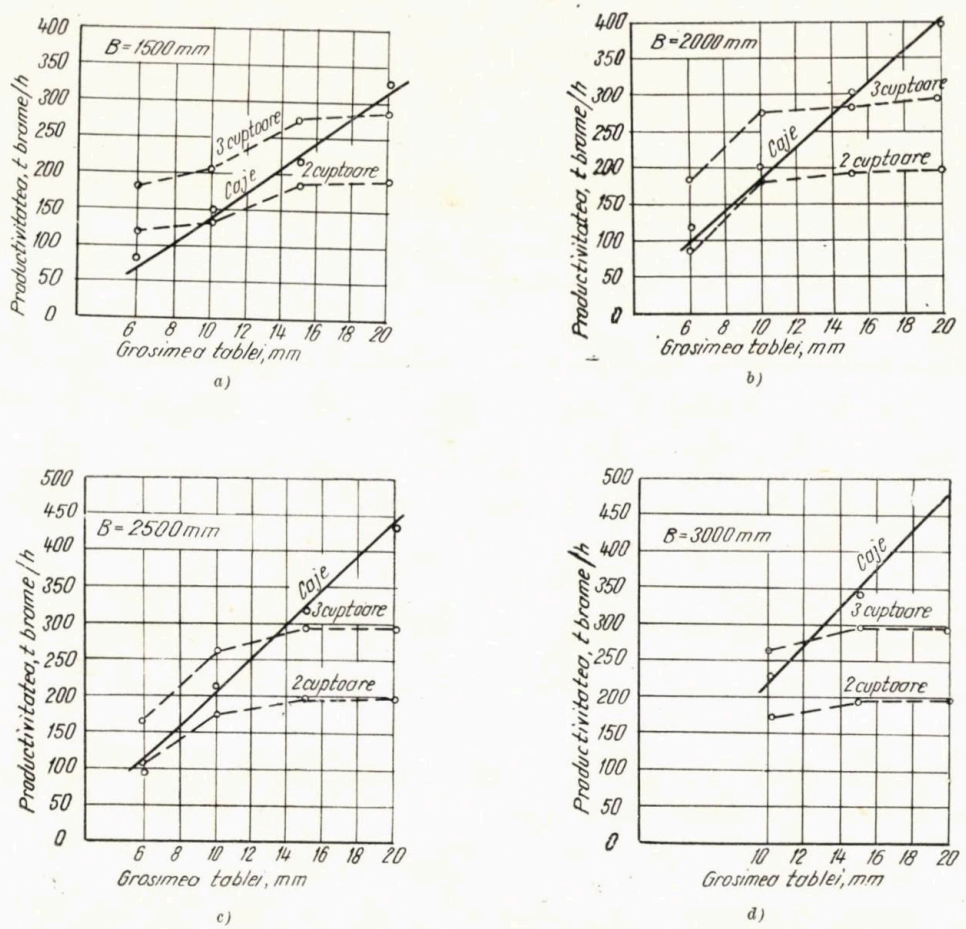


Fig. 9. Comparație între productivitatea cuptoarelor și cea a cajelor de laminare.

145 t/h; deci ar fi rezultat o supradimensionare de peste 100%, care ar fi fost oneroasă, mai ales dacă se ține seamă de faptul că ulterior laminorul va fi alimentat în cea mai mare parte cu brame.

Pe baza sortimentului de lingouri, a timpilor de încălzire, a unui procentaj de 70% lingouri calde și 30% lingouri reci, precum și a unui fond de timp de 6 000 h, pentru realizarea producției anuale de 600 000 t table, a rezultat un număr de zece cuptoare adînci cu o capacitate nominală de cîte 120 t.

Încălzirea bramelor pînă la 300 mm grosime se face în cuptoare cu propulsie, avînd dimensiunile vetrei de 28,5 × 6,8 m. Lungimea cuptorului a fost determinată de grosimea minimă a bramelor (100 mm), iar lățimea, de lungimea maximă a bramelor încărcate pe două rînduri (3 000 mm). Pe baza unei încărcări specifice de laminare pentru toate dimensiunile caracteristice de tablă. Din această figură rezultă că, la două cuptoare cu propulsie, productivitatea cajelor depășește pe cea a cuptoarelor pentru toate grosimile de tablă cu lățimea de minimum 2 000 mm și, respectiv, pentru tablele cu grosimea de peste 10 mm în cazul unor lățimi mai mici; la trei cuptoare cu propulsie, productivitatea cajelor depășește pe cea a cuptoarelor pentru tablele de peste 18 mm grosime la 1 500 mm lățime, de peste 15 mm grosime la 2 000 mm lățime, de peste 13 mm grosime la 2 500 mm lățime și de peste 12 mm grosime la 3 000 mm lățime.

Pentru a determina numărul cuptoarelor cu propulsie necesare în etapa I, trebuie pornit de la tehnologia de lucru din această perioadă, cînd laminarea se face combinat (lingou-bramă, lingou — tablă și bramă—tablă) și sînt utilizate în paralel cuptoarele adînci și cuptoarele cu

propulsie. În felul acesta, cuptoarele cu propulsie trebuie să asigure numai productivitatea medie orară la laminarea tablelor din brame.

Pe baza sortimentului de table se poate considera că un cuptor cu propulsie are o productivitate medie de 60 t/h pentru 15% din program, 70 t/h pentru 25% din program și 90 t/h pentru 60% din program (ținînd seamă de lungimea bramelor), iar productivitatea medie ponderată este de circa 80 t/h, ceea ce corespunde la 66 t/h table finite. Deci, capacitatea de producție care poate fi realizată cu două cuptoare cu propulsie, pe baza productivității medii, este de circa 800 000 t tablă/an, ceea ce asigură obținerea producției prevăzute în etapa I, chiar și în ipoteza că o parte din tablele de 21—40 mm grosime vor fi laminate din brame în vederea obținerii unei calități superioare. În același timp, cu două cuptoare cu propulsie în etapa I se asigură rezerva necesară pentru reparații, precum și pentru nesincronizările în programarea combinată a laminorului.

În etapa a II-a, cînd laminarea se va face numai din brame, pentru realizarea producției de 1 000 000 t/an vor fi necesare trei cuptoare cu propulsie care vor asigura și o rezervă de circa 20%, necesară pentru reparații.

Deoarece, după cum s-a arătat mai sus, la o parte din sortimentul laminorului (în general pentru tablele de peste 200—250 kg/m liniar), productivitatea cajelor depășește pe cea a trei cuptoare cu propulsie, s-a prevăzut posibilitatea montării ulterioare a încă unui cuptor cu propulsie, ținînd seamă de o eventuală mărire a capacității de producție, precum și de rezerva necesară pentru reparații, în cazul unei exploatări intense.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lederer A. *Caracteristicile tehnologice generale ale laminorului de tablă groasă de la Galați.* Metalurgia, nr. 2, 1969.

[2] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor și a benzilor.* București, Editura tehnică, 1963.

Unele aspecte privind reducerea cheltuielilor neproductive la Uzina metalurgică — Iaşi

N. DAVIDEANU
Facultatea de studii economice
Universitatea „Alexandru Ioan Cuza" — Iaşi

şi

D. UNGUREANU
Uzina metalurgică — Iaşi

CZ 669.013.5 : 338.061

QUELQUES ASPECTS DE LA RÉDUCTION DES DÉPENSES IMPRODUCTIVES À L'USINE MÉTALLURGIQUE DE JASSY

Sur la base d'une analyse technique et économique qui s'étend sur trois années on détermine le niveau et la dynamique de la réduction des dépenses improductives à l'Usine métallurgique de Jassy. On passe en revue les principales voies et méthodes par lesquelles on a réalisé chaque année une réduction substantielle de ces dépenses, ainsi que les effets concrets obtenus et leur répercussion sur la réduction systématique du prix de revient des produits. À la suite de l'organisation scientifique de la production, on a obtenu, en appliquant des mesures techniques et organisatrices, une augmentation de la rentabilité de la production.

SOME ASPECTS REGARDING CUTTING DOWN OF OVERHEAD EXPENSES IN METALLURGICAL WORKS — IAŞI

Based on a three year lasting technical and economic analyse, level and dynamics of overhead expense cutting-down in Metallurgical Works — Iaşi are established. The paper presents main ways and methods by which, for years running, considerable lowering of these expenses was operated, as well as their reflection in systematic cost price lowering for manufactured products. Due to scientifical organization of production, by applying complex technical and organizational measures, a renewed increase of production profitability was obtained.

În volumul total al cheltuielilor de producţie, cheltuielile neproductive deţin încă o pondere destul de ridicată la nivelul economiei naţionale. Aceste consumaţii de valori, care fac parte din categoria consumaţiilor neutre, nu sînt socialmente necesare, nu se planifică şi, în consecinţă, sumele înregistrate duc la reducerea volumului de economii şi diminuează volumul acumulărilor socialiste.

La Uzina metalurgică — Iaşi s-a înregistrat o îmbunătăţire substanţială în direcţia reducerii cheltuielilor de această natură şi există încă suficiente căi şi mijloace pentru eliminarea totală a cheltuielilor neproductive. În această direcţie este edificatoare dinamica cheltuielilor neproductive înregistrate în perioada 1964—1968 (tabela 1).

Tabela 1

	1964	1965	1966	1967	1968 1.01. — 31.10
— Volum, mii lei	5 731	9 738	11 077	2 728	957
— % din volumul producţiei-marfă fabricate	2,68	2,74	2,12	0,43	0,15

Pentru a se trage o concluzie justă asupra acestei situaţii, este necesar să se prezinte dinamica cheltuielilor neproductive şi pe structură, în mii lei (tabela 2).

Este de reţinut reducerea substanţială a cheltuielilor neproductive la toate elementele.

Îmbunătăţirea continuă a situaţiei financiare a uzinei a influenţat direct şi pozitiv reducerea cheltuielilor neproductive.

Reducerea permanentă a imobilizărilor de mijloace circulante şi în special a stocurilor supranormative, cu mişcare lentă sau fără mişcare în materiale, producţie neterminată şi produse finite a dus în mod direct la reducerea pînă la lichidarea cheltuielilor neproductive de natura dobinzilor percepute de B.N.R.S.R. asupra împrumuturilor restante. Acţionînd în mod susţinut şi urmărind de aproape graficele de lichidare întocmite, uzina a reuşit să lichideze complet împrumuturile restante încă din luna august 1967.

Pentru prevenirea imobilizărilor în stocuri supranormative, se consideră ca deosebit de eficiente măsurile luate de conducerea uzinei prin analiza periodică (trimestrială) a planurilor de aprovizionare cu participarea tuturor factorilor de răspundere şi sporirea gradului de exigenţă în exercitarea controlului preventiv.

De asemenea, se apreciază pozitiv efectul măsurii de stabilire a răspunderii materiale

Tabela 2

Structura	Anii				
	1964	1965	1966	1967	1968 1.01 – 31.10
Pierderi din rebuturi	4 481	5 419	7 472	1 870	578
Pierderi din întreruperi	—	81	273	222	252
Dobinzi plătite pentru împrumuturi restante	1 110	2 271	1 398	392	15
Taxe pentru anulări din planul de transport şi schimbări de destinaţii	92	310	227	172	37
Penalizări pentru nerespectarea disciplinei contractuale	—	—	503	26	19
Pierderi din casări de produse	—	690	1 112	—	—
Alte cheltuieli neproductive	48	967	92	46	56
Total:	5 731	9 738	11 077	2 728	957
% faţă de volumul producţiei-marfă fabricate					
Pierderi din rebuturi	2,12	1,49	1,41	0,31	0,09
Pierderi din întreruperi	—	0,03	0,08	0,03	0,04
Dobinzi plătite la împrumuturi restante	0,52	0,55	0,24	0,06	—
Taxe pentru anulări din planul de transport şi schimbări de destinaţii	0,02	0,09	0,06	0,03	—
Penalizări pentru nerespectarea disciplinei contractuale	—	0,19	0,10	—	—
Pierderi din casări de produse	—	0,12	0,21	—	—
Alte cheltuieli neproductive	0,02	0,27	0,02	—	0,02
Total:	2,68	2,74	2,12	0,43	0,15

pentru salariaţii care solicită sau efectuează aprovizionări neraţionale cu materiale, S.D.V.-uri, piese de schimb etc.

O reducere simţitoare s-a înregistrat şi la cheltuielile neproductive, de natura penalizărilor, pentru nerespectarea planurilor de transport (taxe, anulări, schimbări de destinaţii etc.). Aceste cheltuieli îşi aveau cauza principală în lipsa de corelare a planurilor de transport cu programele de fabricaţie, respectiv cu termenele de livrare stabilite pe beneficiari.

De menţionat că uzina are obligaţii contractuale faţă de un mare număr de beneficiari pentru cantităţi de produse finite, ce variază între 50 şi 100 kg. În această direcţie s-a observat că salariaţii biroului de expediţie acordau prioritate de livrare marilor beneficiari, care deţineau cantităţi vagonabile, în dauna transporturilor coletărie sau a vagoanelor comune, aceasta ducînd la cheltuieli neproductive, prin suportarea taxelor pentru anulări din planul de transport sau schimbări de destinaţii. Pentru a se înlătura cheltuielile neproductive de această natură, s-a introdus o evidenţă precisă, cu ajutorul căreia se urmăreşte corelarea programelor de fabricaţie cu termenele de livrare şi staţiile de destinaţie prevăzute în contractele economice de livrare. Tot în această direcţie se consideră că nu ar fi lipsită de eficienţă măsura de elaborare a unor noi norme de plata muncii în acord pentru muncitorii serviciului de livrări şi care să fie fundamentate nu numai pe cantitatea de produse finite expediate, ci eventual să aibă în vedere şi numărul poziţiilor, contractelor etc. în aşa fel, încît să fie înlăturată tendinţa de fugă spre realizarea numai a cantităţilor vagonabile în dauna disciplinei contractuale şi a reducerii cheltuielilor neproductive.

Cheltuielile neproductive de natura pierderilor din rebuturi deşi au scăzut considerabil continuă totuşi să reflecte o serie de cauze interne care încă mai generează asemenea cheltuieli. Este edificatoare dinamica creşterii ţevilor sudate de categoria A (categoria I) în volumul total al producţiei fizice realizate (tabela 3).

Tabela 3

	% faţă de producţia fizică totală				
	1964	1965	1966	1967	1968 1.01. – 31.10
– Ţevi sudate categ.A(I)	91,4	93,4	91,7	99,2	99,85
– Ţevi sudate categ. B (declasate)	8,6	6,6	8,3	0,80	0,14
– Rebuturi	1,74	2,53	1,97	0,37	0,01

Traducerea în fapt a măsurilor iniţiate de conducerea de partid şi de stat, concretizarea acţiunii de organizare ştiinţifică a producţiei şi a muncii la nivelul uzinei, au dus la obţinerea acestor rezultate bune în direcţia ridicării calităţii produselor pe o treaptă superioară. Calitatea produselor fabricate a fost influenţată de rodnica colaborare dintre specialiştii uzinei şi cei din Ministerul Industriei Metalurgice şi din ICEM. Asimilarea continuă a unei game variate de tipodimensiuni la produsele fabricate,

îmbunătățirea permanentă a tehnologiei de fabricație, introducerea unor noi procedee tehnologice, îmbunătățirea continuă a calității electrozilor de sudură, ca urmare a unor îndelungate și perseverente cercetări efectuate la nivelul ICEM, au constituit factorii indiscutabili de natură să ducă la îmbunătățirea calității produselor fabricate și, în final, la creșterea competitivității acestora în relațiile cu beneficiarii interni și, în mod deosebit, cu firmele importatoare dintr-un număr de 16 țări.

Din analiza făcută s-a desprins concluzia că mai există unele cauze de ordin tehnologic asupra cărora este necesar să se acționeze pentru eliminarea totală a rebuturilor în producția de țevi sudate, astfel: necesitatea unei permanente îmbunătățiri a tehnologiei de fabricație, reglarea și buna funcționare a agregatelor de sudură și mai ales înlăturarea unor cauze neprevăzute și nedepistate încă de tehnologi.

Se consideră necesar să se evidențieze faptul că în perioada august—octombrie 1968 nu s-au mai constatat în uzină nici un fel de produse rebutate. Acest rezultat demonstrează pe deplin strădania colectivului de la Uzina metalurgică—Iași de a ridica prestigiul mărcii uzinei.

În volumul cheltuielilor neproductive înregistrate în anii expirați, o pondere ridicată o dețin cheltuielile pentru pierderi din întreruperi. În mod incontestabil, și în această direcție s-au obținut rezultate bune; situația indicilor de utilizare extensivi se prezintă în tabela 4.

Tabela 4

	1965	1966	1967	1968 1.01 – 31.10
—Linia de sudură 4 XU	110,3	113,6	116,3	118,2
—Linia de sudură 3 XU	103,6	104,8	106,7	108,0
—Linia de sudură 2 XU	108,2	109,5	112,1	114,4

Cu toate aceste rezultate bune, cheltuielile pentru pierderi din întreruperi continuă să dețină o pondere ridicată și exercită o influență negativă asupra îndeplinirii sarcinii de reducere a prețului de cost.

Se consideră utilă măsura luată în uzină prin constituirea unor colective de specialiști care lunar analizează la nivelul secțiilor de bază și auxiliare toate întreruperile, după natură și cauze, concretizînd rezultatul acestor analize în propuneri și măsuri precise prezentate conducerii uzinei.

Se apreciază că ar fi eficientă și desfășurarea unei acțiuni de revizuire a baremurilor existente în uzină pentru reglementarea întreruperilor de ordin electric, mecanic, tehnologic etc. și adaptarea acestora la condițiile tehnice — organizatorice în scopul de a se reduce, pînă la înlăturare totală, cheltuielile neproductive de natura pierderilor din întreruperi.

La Uzina metalurgică—Iași, reducerea continuă a cheltuielilor neproductive a influențat direct și pozitiv rezultatele acțiunii de rentabilizare a produselor. Este suficient să se amintească că în trim. I/1967 se mai fabricau încă 11 grupe de produse la care se înregistrau pierderi de peste 10 mii lei. În prezent, ca urmare a traducerii în fapt a măsurilor elaborate, în urma acțiunii de rentabilizare coordonată de M.I.M. și acțiunii de organizare științifică a producției și a muncii, la Uzina metalurgică—Iași au fost rentabilizate toate produsele, iar în cele 10 luni ale anului 1968 s-au înregistrat beneficii peste plan în sumă de peste 7 mii lei.

Aceste rezultate bune au fost determinate în mod deosebit prin reducerea continuă a cheltuielilor materiale de producție și îmbunătățirea structurii producției fabricate.

Asimilarea unui număr tot mai mare de produse, fabricarea țevilor de precizie înaltă, țevi ușoare și extraușoare, constituie și în prezent o sursă principală pentru creșterea gradului de rentabilizare a uzinei.

Se poate afirma că obținerea acestor rezultate bune nu ar fi fost posibilă la nivelul arătat și fără reducerea continuă a cheltuielilor neproductive.

Cu toate acestea, la Uzina metalurgică—Iași există încă importante rezerve interne care necesită valorificare, tocmai în scopul sporirii volumului de acumulări socialiste. Deși au fost rentabilizate toate produsele fabricate, iar planul de beneficii substanțial depășit, rentabilitatea realizată la producția de țevi reprezintă 20% față de 28% prevăzut în documentația de fundamentare a S.T.E., cu toate că au fost atinși parametrii proiectați cu excepția țevilor trase la rece, și, de asemenea, nu a fost depășit prețul de cost pe unitatea de produs prevăzut în S.T.E.

Aceasta demonstrează realizarea parametrilor la producția fizică pe total (cantitativ) dar nu și pe sortimentele avute în vedere la fundamentarea S.T.E. și, în concluzie, importantele rezerve care există în uzină prin îmbunătățirea structurii producției, respectiv lărgirea gamei sortimentale.

În prezent există condiții ca la Uzina metalurgică—Iași să fie înlăturate complet cheltuielile neproductive, asigurîndu-se astfel un volum sporit de economii la prețul de cost și, prin aceasta, la creșterea volumului acumulărilor socialiste.

Determinarea şi îmbunătăţirea calităţii smoalei pentru industria produselor cărbunoase

Ing. EMILIA CORCIOVEI
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.749.4 : 662.33

Smoala de cocserie este liantul de bază folosit în industria produselor cărbunoase, fapt care impune necesitatea îmbunătăţirii continue a calităţii acesteia şi a cunoaşterii cît mai aprofundate a caracteristicilor care determină această calitate.

Înainte de a dezbate problema cum s-ar putea îmbunătăţi smoala, se impune deci examinarea însuşirilor care determină posibilitatea de folosire optimă a unui material liant la fabricaţia electrozilor şi a celorlalte produse cărbunoase.

Caracterizarea smoalei ca liant, faţă de neclaritatea de structură şi compoziţie, se face pe baza unor caracteristici informative şi convenţionale, care însă s-au dovedit — empiric şi experimental — a fi în corelaţie aproximativă cu calitatea produselor obţinute.

Cunoscîndu-se foarte puţin structura şi compoziţia chimică a smoalei, prescripţia calitativă pentru smoală se poate formula numai cu luarea în considerare a metodelor de caracterizare folosite. În general, prescripţia calitativă pentru lianţii de electrozi se referă la conţinutul de apă, cenuşă, insolubile în diverşi solvenţi, valoarea indicelui de cocs, greutatea specifică, punctul de înmuiere, distilarea fracţionată a smoalei.

Numărul mare de prescripţii calitative elaborate pînă în prezent duce la greutăţi în privinţa posibilităţii de comparare a valorilor informative obţinute prin folosirea lor, întrucît metodele de laborator, folosite pentru examinarea în esenţă a aceloraşi însuşiri importante ale smoalei, diferă de la un laborator la altul şi între diferiţi cercetători.

De asemenea, ceea ce lipseşte este o metodă, care prin anumite însuşiri ale liantului să scoată în evidenţă comportarea electrozilor produşi.

În cele ce urmează s-a încercat să se redea principalele puncte de vedere cu privire la metodele de caracterizare ale smoalei de cocserie, ca liant pentru electrozi.

Greutatea specifică este menţionată de literatură ca o măsură pentru valoarea aromatică a smoalei [1] (greutatea specifică fiind în funcţie de raportul cantităţii moleculelor de hidrocarburi aromatice faţă de cantitatea moleculelor de hidrocarburi alifatice) şi pentru densitatea şi rezistenţa electrozilor obţinuţi. Aromaticitatea mai mare duce la o stabilitate termică mai mare şi micşorează posibilitatea apariţiei fisurilor şi a contracţiei materialului electrozilor în timpul procesului de ardere. În consecinţă, cu cît greutatea specifică a liantului este mai mare, cu atît cantitatea de liant care ar putea să umple spaţiile intermediare între granulele de cărbune este mai mare, prin ardere obţinîndu-se un cocs mai dens şi un electrod mai rezistent.

Puterea de legare este determinată de conţinutul în răşini al smoalei, în special de procentul de răşini beta care se recomandă a fi $> 20\%$ (tabela 1) [2].

Carbonul fix (indicele de cocs) caracterizează ansamblul răşinilor din smoală, deoarece cocsul este acea parte a liantului care rămîne după coacerea electrozilor, el trebuind să asigure acestuia o valoare suficientă pentru a se ajunge la un electrod dens şi rezistent. Carbonul fix din smoală este un criteriu suplimentar al valorii sale aromatice. În acelaşi timp, carbonul fix rezultă din răşinile liantului şi întrece pentru răşinile alfa şi beta carbonul fix al smoalei totale (ex. : $C_{fix\ total} = 50 - 55\%$; $C_{fix\ beta}$ = peste 90 % (tabela 1).

Numeroşi cercetători s-au ocupat de această problemă ca fiind de o importanţă deosebită în teoria brichetării cărbunilor cu liant şi mai ales la carbonizarea ulterioară a materialelor astfel formate. Una din lucrări [3] scoate în evidenţă că cei mai buni lianţi produc cea mai mare contracţie la carbonizare şi duc la cea mai înaltă densitate a materialului carbonizat.

În general, smoalele de gudron dau aceste rezultate în măsură mai mare decît bitumurile de petrol cu acelaşi punct de înmuiere. Cel mai eficace component al smoalei pentru obţinerea unei rezistenţe înalte pare să fie porţiunile cele mai insolubile. În cazul de faţă este vorba despre insolubilele în benzen, răşinile alfa şi beta, demonstrîndu-se în acelaşi timp că şi răşinile gama contribuie la creşterea rezistenţei ulterioare a materialului. Acelaşi autor observă că materialele de felul smoalei cînd se cocsifică în contact cu un solid care are suprafaţă mare dau cantităţi mai mari de cocs decît atunci cînd se cocsifică singure. În consecinţă, rezultate cu mult mai apropiate de realitate s-ar obţine dacă în locul carbonului fix, determinat după metoda obişnuită, s-ar folosi o metodă în care cocsificarea smoalei să aibă loc în prezenţa materialului de bază.

Localizînd problema răşinilor şi a carbonului fix, se aduce în discuţie de multe ori noţiunea de carbon cocsificabil C_c (care trebuie să tindă către 20 %), ca o prescripţie calitativă pentru liant. Carbonul cocsificabil este definit prin diferenţa dintre carbonul fix şi carbonul liber, astfel : C_l = = carbonul liber = insolubile în benzen ; C_{fix} = carbonul fix ; $C_c = C_{fix} - C_l$.

În acest fel se neagă participarea răşinilor alfa şi beta la obţinerea unui electrod bun, luîndu-se în considerare doar răşinile gama, care după cum s-a văzut posedă putere de lipire bună dar o valoare mult mai scăzută a carbonului fix, în comparaţie cu răşinile beta.

Conţinutul în C_{fix} al smoalelor depinde de viteza de încălzire în timpul cocsificării, între 0 şi 500°C. În cazul în care viteza de încălzire între aceste limite variază, iar cea între 500 şi 950°C rămîne constantă, se observă o creştere a valorii C_{fix} atunci cînd încălzirea are loc cu viteze mici. Deci, pentru a analiza calitatea unei smoale din acest punct de vedere este util să se coscsifice proba repede.

Carbonul fix din smoale şi răşini variază în limite largi, în funcţie de proveniența şi calitatea smoalei. Astfel în literatură [2] se dau valorile de mai jos, pentru smoalele cercetate :

C_{fix} — din smoală = 42,35—56,86 %
C_{fix} — din răşini α = 78,70—96,00 %
C_{fix} — din răşini β = 83,09—96,85 %
C_{fix} — din răşini γ = 28,33—38,20 %.

Proba de umflare (tabela 1) constă în cocsificarea reziduului insolubil în benzen şi este o încercare aproximativă pentru o informare asupra puterii de legare [2].

Cercetările au dovedit că dacă proba de umflare dă un rezultat prost (sub 25 mm), răşinile sînt moarte şi smoala este necorespunzătoare (rezultate confirmate de încercările

în cuvă); de asemenea, dacă umflarea este bună, rășinile sînt vii și smoala ar putea fi bună (peste 35 mm).

Determinarea carbonului fix în rășini ca și proba de umflare sînt metode deosebit de dificile, datorită faptului că ambele se execută pe rășini izolate, a căror separare în cantitate mare se obține greu.

Punctul de înmuiere este un alt criteriu de apreciere a calității smoalei utilizate la fabricarea produselor cărbunoase,ca o caracteristică a posibilităților de folosire în procesul de formare a materialelor presate. El se determină prin mai multe metode, printre care cele mai utilizate sînt metodele Krämer Sarnow și ,,inel și bilă''. Comparație se poate face doar între indicii stabiliți prin aceeași metodă.

O smoală cu un punct de înmuiere coborît este grasă, conținînd mai multe fracțiuni ușoare și uleiuri nedistilate; se malaxează ușor, dînd însă, în general, produse de calitate slabă. Aceasta se datorează pe de o parte degajărilor mari de volatile, care determină o porozitate ridicată și fisurarea produselor, precum și conținutului scăzut în fracțiunea beta și C_{fix} al acestora, ce corespunde unor slabe însușiri de aglutinare și cocsificare [2].

Dimpotrivă, smoala cu un punct de înmuiere ridicat se malaxează greu dar garantează, în majoritatea cazurilor, obținerea de produse cu porozitate scăzută și cu însușiri mecanice ridicate [4].

Indicele de aglutinare Roga permite o diferențiere a categoriilor de smoală. Dat fiind natura procesului de legare în timpul coacerii produselor, cînd plastifierea și cocsul rezidual al smoalei reprezintă factori hotărîtori, această determinare, ca și proba de umflare, caracterizează comportarea tehnologică a smoalei. După cercetările efectuate se pare că calitatea indicilor corespunde în mod satisfăcător cu calitatea produselor cărbunoase [2].

Distlilarea fracționată a smoalei dă indicații în legătură cu conținutul acesteia în fracțiuni mai ușoare. Aceste fracțiuni degajate în timpul coacerii — al plastifierii masei — provoacă pori mari, tensiuni care duc la fisurarea produselor cărbunoase. Sînt considerate smoale de calitate acelea care au un conținut scăzut de fracțiuni ușoare [2]. Distilarea fracționată a smoalei interesează ca determinare în special pentru smoalele cu punct de înmuiere scăzut (tabela 1).

În afara acestor indici de apreciere a calității smoalei, se determină în mod curent procentul de materii volatile și conținutul de cenușă. Procentul de materii volatile este strîns legat de punctul de înmuiere al smoalei, precum și de alura de distilare, de conținutul de carbon fix al acesteia [5]. Conținutul de cenușă al smoalei influențează puritatea metalelor obținute pe cale electrolitică, dar nu are importanță practică în cazul electrozilor siderurgici sau al altor produse.

Marea instabilitate a unora dintre constituenții smoalei, datorită în special căldurii, chiar la temperatura ambiantă, antrenează transformările sensibile ale caracteristicilor smoalei.

Cercetările efectuate de colectivul Péchiney [2] au arătat că caracteristicile smoalei conservate în bucăți mai mari de 25 mm rămîn neschimbate și că smoala în granule sub 0,36 mm la temperatura ambiantă își schimbă caracteristicile în timpul conservării la presiunea atmosferică ca și în vid întrucît cresc : punctul de înmuiere, conținutul de insolubile în benzen și conținutul de carbon fix.

Influența calității smoalei asupra produselor cărbunoase obținute este dezbătută în numeroase lucrări efectuate în legătură cu liantul produselor cărbunoase, care arată lipsa unor păreri unitare asupra criteriilor de apreciere a calității acesteia, datorită lacunelor în explicarea mecanismului de legare.

Față de această situație, produsul se caracterizează printr-un număr cît mai mare de determinări, încercîndu-se astfel evitarea pierderii caracteristicii esențiale.

Singurele criterii de apreciere, asupra cărora părerea autorilor lucrărilor consultate este aproape unanimă, sînt reprezentate prin punctul de înmuiere, carbonul fix și fracțiunea beta a smoalei.

Dar și aceste caracteristici, ca și celelalte de altfel, nefiind suficient de bine individualizate și corelația lor reciprocă fiind încă insuficient lămurită — este vorba de un domeniu mic de variație a valorilor în cadrul cărora smoala este corespunzătoare sau nu — a făcut imposibilă pînă în prezent găsirea unei metode de caracterizare, care să scoată în evidență comportarea ulterioară a electrozilor.

Tabelele 1 și 2 scot în evidență cele de mai sus. De exemplu, luînd în discuție comparativă smoala *7*, apreciată ca foarte bună, cu smoala *10*, apreciată ca acceptabilă (din cauza indicelui de umflare = 22 mm, deși are $C_{fix\ total}$ cel mai ridicat, 52,85 % față de 47,50 % și conținutul de insolubile în benzen 34,75 % față de 32,75 %) s-a constatat că anozii, fabricați cu aceste smoale ca liant, au avut în cuva de electroliză o comportare invers proporțională cu calitatea smoalelor folosite ceea ce dovedește că, caracterizarea ei ca acceptabilă numai din cauza valorii scăzute a umflării nu este în concordanță cu calitatea produselor obținute.

De asemenea, discutînd smoalele *7*, *9*, *11* considerate ca foarte bune și cu care produsele au avut la utilizare o comportare diferită, respectiv proastă, bună și excelentă, se pot face următoarele observații :

Smoala *7* este considerată ca foarte bună, datorită punctului de înmuiere ridicat (85,8°C), conținutului mare de insolubile în benzen (32,75 %), probei de umflare foarte bună (37 mm), precum și conținutului mare de rășini beta (23,70 %).

Smoala *9*, deși are punctul de înmuiere mai scăzut decît smoala *7* (77°C), iar conținutul de insolubile în benzen și rășini beta mai mic (27,90 %, respectiv 20,80 %), este considerată foarte bună, datorită conținutului mai ridicat de carbon fix total (49,70 %) și de carbon fix în rășinile beta (90,74 %).

Smoala *11* are toate caracteristicile mai bune decît smoala *9* (KS = 80°C, C_{fix} = 52,70 %, umflare = 36 mm, insolubile în benzen = 30,95 %, rășini beta = 22 % și C_{fix} în rășinile beta = 93,58 %) dar are un punct de înmuiere mai mic decît smoala *7* și insolubile în benzen mai puține.

Care este caracteristica care justifică comportarea excelentă a produșilor fabricați cu smoala *11* în comparație cu smoala *7*?. La prima vedere s-ar părea că conținutul ridicat de carbon fix în rășinile beta (93,58 % față de 89,41 %), dar în 22 g rășini beta se găsesc 20,58 g carbon fix la smoala *11*, pe cînd la smoala *7* , în 23,7 g rășini beta se găsesc 21,2 g carbon fix.

În acest caz, se poate spune că un rol important îl are carbonul fix total, de 52,7 % la smoala *11*, față de 47,50 %. la smoala *7*.

La această situație mai poate fi semnalată o anomalie : punctul de înmuiere mai scăzut al smoalei *11* față de cel al smoalei *7* (80°C și, respectiv, 85°C) sînt în neconcordanță teoretică cu valorile $C_{fix\ total}$.

Din discuția acestor cazuri reiese clar dificultatea corelării caracteristicilor smoalei cu comportarea produselor fabricate.

În privința metodelor de caracterizare, se observă că fiecare firmă sau țară își are metodele sale proprii, fapt care împiedică compararea criteriilor de caracterizare. Se constată că firma Péchiney, care are la baza lucrărilor sale cercetările cele mai avansate, nu dispune încă de o metodă sigură de caracterizare a liantului, în corelație cu comportarea la utilizare a produsului finit și, în consecință, insistă pentru executarea tuturor determinărilor de caracterizare (cel puțin 8).

În același timp se subliniază caracterul arbitrar și convențional al metodelor folosite și, ca urmare, se cere insistent respectarea riguroasă a condițiilor de lucru impuse de documentație [2], pentru a asigura reproductibilitatea și comparabilitatea rezultatelor.

Ridicarea calității liantului și deci obținerea unei smoale cu un punct de înmuiere ridicat, care garantează în majoritatea cazurilor fabricarea produselor cărbunoase de porozitate scăzută și cu însușiri mecanice ridicate [4], se practică curent, întrucît aceste smoale au toate caracteristicile mai bune decît smoalele cu punct de înmuiere scăzut și pentru că un punct de înmuiere ridicat presupune un conținut de rășini liante și o aromatizare mai avansată.

Caracteristicile smoalei nu pot fi stabilite arbitrar, ele depinzînd în primul rînd de calitatea cărbunelui cocsificat; de modul de cocsificare al cărbunilor, temperatura și gradientul termic realizat în timpul procesului de cocsificare (deci condițiile de obținere a gudronului) și de tehnologia distilării gudronului (temperatura și presiunea).

Tabela 1

Caracteristicile smoalei pentru electrozi şi produse cărbunoase
(Date din literatură)

Denumirea / Sursa / Tipul smoalei	FRANŢA								U.R.S.S.						
	Pèchiney [2]								GOST 10200–62			[5]			
												Zaporoje			Dnepro-dzer-jinsk
	Standard	Domeniul variaţiei	4	7	8	9	10	11	A	B	V	1	2	Tratată termic	
Umiditate, %	–0,2	–	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,5	0,5	0,5	urme	0,20	0,15	0,12
Volatile, %	–	–	–	–	–	–	–	–	60–65	60–65	max. 64	64,4	62,8	61,5	62,0
Cenuşă, %	–0,3	0,05–0,019	–	–	–	–	–	–	0,3	0,3	0,3	0,24	0,30	0,14	0,06
Densitate reală, kg/m³	–	1 294–1 308	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–
Punct de înmuiere, °C															
– K.S.	80±2	80–82	69	85,8	76	77	81	80	–	–	–	–	–	–	–
– I.B.	–	–	–	–	–	–	–	–	65–70	65–75	83–90	67	62	74	75
Indice Roga, %	–	71,86–73,99	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–
Carbon fix total, %	50–55 (Elektro-kemisk)	50,78–52,80	48,53	47,50	46,65	49,70	52,85	52,70	–	–	–	–	–	–	–
Umflare, mm	25–35	35	6	37	10	35	22	36	–	–	–	–	–	–	–
Insolubile în benzen, %	+28	33,2–36,6	27,98	32,75	26,90	27,90	34,75	30,95	20–28	20–28 (toluen)	min. 20	21,8	23,9	24,2	25,9
Conţinut de răşini, %															
– alfa	–	9,0–11,4	12,90	9,05	4,10	7,10	12,95	8,95	–	–	–	22,8	26,7	29,0	29,2
– beta	+20	24,2–25,5	15,08	23,70	22,80	20,80	21,80	22,00	–	–	–	36,0	40,2	32,5	27,2
– gama	–	63,4–66,8	72,02	67,25	73,10	72,10	65,25	69,05	–	–	–	41,2	37,1	38,5	43,6
Carbon fix în răşini, %															
– alfa	–	92,5–93,6	94,30	92,17	94,30	87,80	91,40	88,10	–	–	–	–	–	–	–
– beta	+90	90,8–91,1	84,39	89,41	83,09	90,74	92,52	93,58	–	–	–	–	–	–	–
– gama	–	29,7–30,4	33,69	26,72	32,61	34,10	31,95	95,05	–	–	–	–	–	–	–
Distilare fracţionată, %															
pînă la 270°C	–1	0,1–0,4	(–)	(–)	1,93	0,00	0,0	0,0	–	–	–	–	–	–	–
270–300°C	–	0,1–0,5	(–)	(–)	1,16	0,89	0,0	0,0	–	–	–	–	–	–	–
300–330°C	–	0,5–1,0	(–)	(–)	7,28	1,38	1,5	0,41	–	–	–	–	–	–	–
330–360°C	–	2,9–4,8	(–)	(–)	9,44	4,55	11,1	3,75	–	–	–	–	–	–	–
Total distilat pînă la 360°C	–10	4,4–6,5	(–)	(–)	19,81	6,82	12,6	4,14	–	–	–	22,0	19,3	12,3	18,4
Aprecierea smoalei	–	f. bună	proastă	f. bună	proastă	f. bună	accept.	f. bună	–	–	–	–	–	–	–

(continuare)

Denumirea / Sursa / Tipul smoalei	U.R.S.S. [10] 5	U.R.S.S. [11] 6	ALCAN –	U.S.A. Aluminiu –	Comp. Svensska –	Elektrokemisk A/S –	DARNEY –	U.R.S.S. –	R.S.F.J. [12] Šibenik	Hader, Ind and eng. chem. 1954 [13] –	R.S.R. STAS 3360–52 [14] E	Ullmanns Encyklopädie, 1957 [15] Tare *
Umiditate, %	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	max. 0,5	—
Volatile, %	—	60–66	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Cenușă, %	0,4	—	0,3	0,25	0,1	0,3	0,3	0,3	—	0,2–0,5	max. 0,5	0,1–0,6
Densitate reală, kg/m³	—	—	—	min. 1290 la 25°C	min. 1300 la 20°C	min. 1285 la 25°C	min. 1280 la 15,5°C	— —	— —	1 290–1 390 la 26,6°C	—	—
Punct de înmuiere, °C — K.S. — I.B.	— —	— —	84–94 (100–110) (c–i–a)	79–84 (95–100) (c–i–a)	90 — —	72 80	70–75 —	— 65–75	— —	— 99–101	— 65–75	80–82 —
Indice Roga, %	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Carbon fix total, %	—	—	50–57 (Met. lab. Aluminiu)	min. 50,0 (Conradson)	min. 55	min. 55 (Elektrokemisk)	min. 50 (British Aluminiu)	(35–40) Gost-Test (60–65)	—	60	35–45	47–50
Umflare, mm	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Insolubile în benzen, %	—	22–29	—	min. 26	—	min. 20 (toluen)	25–30 (toluen)	20–28 (toluen)	33	29–32	max. 29	37–40
Conținut de rășini, % — alfa — beta — gama	— — —	— —	— — —	— min. 17 —	— min. 22 —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —
Carbon fix în rășini, % — alfa — beta — gama	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —
Distilare fracționată, % până la 270 °C 270–300 °C 300–330 °C 330–360 °C	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —	— — — —
Total distilat până la 360°C	—	—	—	—	—	—	6	—	—	—	—	—
Aprecierea smoalei	bună	bună	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

*) Greutate specifică reală, 1350 kg/m³

Tabela 2

Influența calității smoalei la utilizarea produselor
(Date din literatură)

Denumirea caracteristicii / Sursa / Tipul smoalei	FRANȚA								U.R.S.S. [5]				Thomas, B.E.A. Elektrodenpech 1961, 8 [7]		
	Péchiney [2]								Zaporoje			Dneprodzerjinsk			
	Standard	Domeniu de variație	4	7	8	9	10	11	1	2	Tratată termic		A	B	C
1. Aprecierea smoalei	—	f. bună	proastă	f. bună	proastă	f. bună	accept.	f. bună	—	—	—	—	bună	accept.	proastă
	KS, °C	80—82	69	85,8	76	77	81	80	—	—	—	—			
	C_{fix}, %	51—53	48—53	47,50	46,65	49,70	52,85	52,70							
	Umflare, mm	35	6	37	10	35	22	36							
	Rășini β, %	24—25	15,08	23,70	22,80	20,80	21,80	22,00							
	C_{fix}, în β, %	90,8—91,1	84,38	89,41	83,09	90,74	92,52	93,58							
	Ins. benzen, %	32,2—36,6	27,98	32,75	26,90	27,90	34,75	30,95							
2. Domeniul de utilizare	electrozi	electrozi	anozi	anozi	anozi	anozi	anozi	anozi	electrozi	electrozi	electrozi	electrozi	electrozi	electrozi	electrozi
3. Comportarea produsului la utilizare	—	—	proastă	proastă	proastă	bună	f. bună	excelentă	—	—	—	—	—	—	—
4. Caract. prod. coapte															
— greut. sp. aparentă, kg/m³	—	—	—	—	—	—	—	—	1 610	1 590	1 590	1 610	—	—	—
— greut. sp.reală, kg/m³	—	—	—	—	—	—	—	—	2070	2070	2060	2070	—	—	—
— porozitate, %	—	—	—	—	—	—	—	—	22,3	23,1	22,8	22,2	—	—	—
— contract. volumetr., %	—	—	—	—	—	—	—	—	2,29	2,33	1,33	1,88	—	—	—
— pierderi, %	—	—	—	—	—	—	—	—	7,40	11,20	11,71	7,82	—	—	—
— rezistiv. $10^{-6}\Omega \cdot m$	—	—	—	—	—	—	—	—	48,0	48,7	48,0	47,4	—	—	—
— rezist. compres., kgf/cm²	—	—	—	—	—	—	—	—	238	243	254	(—)	—	—	—
— rezist. structurală, % (metoda VUHIN)	—	—	—	—	—	—	—	—	88,1	83,0	84,5	88,3	—	—	—
5. Caract. prod. grafitate															
— greut. sp.aparentă, kg/m³	—	—	—	—	—	—	—	—	1590	1590	1590	1600	—	—	—
— greut. sp. reală, kg/m³	—	—	—	—	—	—	—	—	2220	2220	2230	2220	—	—	—
— porozitate, %	—	—	—	—	—	—	—	—	28,2	29,0	28,6	28,2	—	—	—
— contract. volumetr., %	—	—	—	—	—	—	—	—	0,63	0,93	1,27	0,67	—	—	—
— pierderi, %	—	—	—	—	—	—	—	—	1,56	1,54	0,92	1,50	—	—	—
— rezistiv. $10^{-6}\Omega \cdot m$	—	—	—	—	—	—	—	—	10,4	10,2	10,9	10,5	—	—	—
— rezist. compres., kgf/cm²	—	—	—	—	—	—	—	—	150	158	198	158	+320	240—320	—240
— rezist. structurală, %	—	—	—	—	—	—	—	—	88,6	87,2	90,5	89,6	—	—	—

Cea mai mare parte a gudronului se distilează în prezent în instalații de tip continuu, în care timpul de menținere la temperaturi înalte este mult mai mic decît într-o instalație cu retortă. Din această cauză, smoala rezultată din instalațiile obișnuite posedă un conținut insuficient de rășină liantă.

În acest caz este indicat ca la distilarea gudronului să se prelungească perioada de distilare a fracțiunii antracenice [6], întrucît peste 370°C ia naștere rapid un conținut ridicat de rășini liante, proces care depinde și de durata distilării la temperaturi peste 370°C [7].

Distilarea prin insuflare cu aer sau oxigen la 280—300°C duce la o mai mare creștere a conținutului de rășini liante (în special rășini de greutate moleculară medie — de tipul beta), deoarece au loc polimerizări, condensări și formări de compuși aromatici polinucleari. Smoala se dehidrogenează și ajunge la un punct de înmuiere mult mai ridicat, de la 70—74°C la peste 150°C și la un conținut de insolubile în benzen de la 24—45% [7], [8]. Influența pe care acest tratament o are asupra însușirilor de legare ale smoalei nu este însă susținută cu date în lucrările respective.

Tratarea termică a smoalelor obținute în instalațiile obișnuite ar fi o altă cale de îmbunătățire a smoalei, imitîndu-se supraîncălzirea de la distilarea cu insuflare și mărindu-se conținutul de rășină liantă. S-au făcut încercări de laborator a căror primă concluzie este că proba trebuie menținută circa 4 h la o temperatură de peste 375°C (la circa 400°C), în absența aerului, în curent de azot [6].

De menționat că problemele de îmbunătățire a calității liantului, adică în primul rînd de ridicare a punctului de înmuiere, preocupă în mod special acele țări, cum ar fi de pildă U.R.S.S., care obțin în mod normal smoale cu puncte de înmuiere scăzute (65—70°C) și care preferă, cum este și normal, folosirea smoalelor cu punct de înmuiere peste 80°C. Cercetările au fost orientate în această direcție [5], [6], fără a se explica în ce constă metoda de tratament termic folosită.

★

Examinarea datelor din literatură arată că în problema studiului smoalelor, din punct de vedere al caracteristicilor și comportării lor la utilizare, precum și al corelațiilor existente între ele, s-au făcut lucrări ample, în care smoala a fost studiată prin căi multiple și diferite, dar că pînă acum datele obținute și mai ales legăturile stabilite nu pot da garanția unei reușite sigure la producerea unui anumit tip de material cărbunos.

În același timp rezultă necesitatea ca în fața acestei relative nesiguranțe cu privire la comportarea smoalei, studiul acesteia să se facă cît mai aprofundat, în așa fel încît să se poată prinde măcar parțial caracteristica hotărîtoare în cazul dat.

Notă: În materialele care folosesc drept sursă principală lucrările lui Mallison se întîlnește denumirea de „rășini" pentru componenți care la cărbuni (Fischer, Wheeler) poartă denumirea de „bitumene" și care nu corespund rășinilor din nomenclatura chimică românească.

BIBLIOGRAFIE

[1] Thomas B. E. A. *Elektrodenpech.* Bitum — Teere — Asphalte-Peche und verwandte stoffe, nr. 7, 1961.

[2] Stanko S. *Brais, Cokes, Electrodes.* Raport LRF 48. Cie Péchiney, 1964.

[3] Gillmore D. W. ș.a. *Factors influencing the Strength of Carbonized Briquets Prepared from Anthrafines and Pitch Binders.* Journal of the Institute of Fuel, XXXII, 217, febr. 1959, p. 50—56.

[4] Jurkiewicz J. *Aktualne zugadniena zwiazane z produkcja, przeroban i zastosowaniem paku weglowego.* Koks, Smola Gaz, nr. 6, 1965, p. 317—320.

[5] Ognev R. K. și Ter-Pogosian E. D. *Izpolzovanie peka Zaporojskovo kokschimiceskovo zavoda v elektrodnoi promîșlenosti.* Koks i Himia, nr. 5, 1963, p. 52—54.

[6] Stepanenko N. A. ș.a. *Primenenie peka s temperaturoi razmiagunia 80—85°C v kacestve sviasu in scevo dlea anodnoi masi.* Koks i Himia, nr. 4, 1963, p. 47—50.

[7] Thomas B. E. A. *Elektrodenpech.* Bitum-Teere-Asphalte-Peche und verwandte stoffe, nr. 8, 1961.

[8] Hedricky Z. și Krupicka K. *Smula jeko surovina pro coks, kterv, se pouziva pro vyrobu electrodu.* Paliva, nr. 10, 1957, p. 15—18.

[9] *** *Pek kamennougolnii elektrodnii.* GOST 10200, 1962.

[10] Kuznețov L. A. Proisvodtsvo karbida kalția. Goshimizdat, Moscova, 1950.

[11] Gorelov P. N. și Volgina E. K. *K vaprosu opredelenia sviazuiuscih svoistv kamennougolnîh pekov vostocinih zavodov.* Koks i Himia, nr. 12, 1961, p. 44—48.

[12] *** Raport privind deplasarea în R.S.F.J. și U.R.S.S. a delegației M.C.E.—M.I.M., 1966, manuscris.

[13] Hader R. N., Gamson B. W. și Bayley B. K. *Graphite electrodes.* Industrial and engineering Chemistry, vol. 46, nr. 1, 1954, p. 2—11, 1957, p. 780—800.

[14] *** *Smoală de huilă.* STAS 3360, 1952.

[15] Ullmanns Encyklopädie der technischen Chemie, nr. 9, 1957, p. 780—800.

NOTE INFORMATIVE

Organizarea cercetărilor de cocs şi chimia cărbunilor în R. F. a Germaniei

Conf. dr. ing. I. ŞTEFĂNESCU *
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 662.74.001.5

Revitalizarea pe plan mondial a preocupărilor de valorificare a potenţialului chimic şi energetic al cărbunilor este marcată şi în R.F. a Germaniei printr-o intensificare a cercetărilor fundamentale şi aplicative în domeniul cocsului şi chimiei combustibililor.

De altfel, tradiţia şcolii germane de chimie şi tehnologie a cărbunilor oferă actualei activităţi ştiinţifice în acest domeniu o bază trainică.

REŢEAUA DE CERCETARE. Ca şi în alte sectoare de specialitate, cercetarea în problemele de cocserie, de chimizare a cărbunilor şi de grafit — electrozi se desfăşoară în R.F.G. în special în institute şi catedre ale universităţilor şi şcolilor tehnice superioare, pe baza principiului unităţii dintre învăţămîntul superior şi cercetarea ştiinţifică. Cercetările din această reţea au în special caracter fundamental, existînd însă şi activitate de asistenţă ştiinţifică la uzine.

Cele mai importante institute de acest fel sînt următoarele :

— Institutul de tehnica gazului şi Institutul Engler-Bunte din Universitatea Karlsruhe, care sînt profilate pe piroliza şi gazeificarea cărbunilor, sinteze Fischer-Tropsch, prelucrarea ţiţeiului şi petrochimie ;

— Institutul de tehnologie chimică şi tehnica combustibililor, de la Universitatea tehnică Clausthal, care se ocupă de cocsificarea continuă (producerea cocsului brichete), structura huilelor, cocsului şi produselor pirogenetice, caracteristicile tehnologice ale cocsului metalurgic, însuşiri fizice ale cărbunilor şi cocsului, petrochimie ;

— Institutul de chimia combustibililor de la Şcoala tehnică superioară din Aachen. care studiază mai ales structura, petrografia şi însuşirile cărbunilor ;

— Institutul de tehnică chimică de la Universitatea Karlsruhe, care are şi procupări de structura grafitului, electrozi de cărbune, pîslă carbonică şi pirocarboni etc.

Cercetări în probleme de cocsificare şi chimia cărbunelui se mai efectuează şi în institute de alt profil, cum sînt de exemplu : Institutul de chimie fizică al Universităţii din Münster (probleme de oxidare a grafitului), Institutul chimic de la Universitatea din Köln (grupele cu oxigen şi azot din cărbune), Institutul de chimie tehnică de la Universitatea tehnică din Berlin (reactivitatea cocsului) etc.

În afara reţelei de cercetare din învăţămîntul superior există şi organizaţii de cercetare legate direct de uniunile industriale de ramură, cum este de exemplu Bergbau Forschung din Essen, aparţinînd de Steinkohlenbergbauverein (Uniunea minieră carboniferă). Acest institut efectuează în primul rînd cercetări aplicative şi de dezvoltare, susţinute însă şi de numeroase cercetări fundamentale.

Dintre centrele de cercetări şi studii ale firmelor de specialitate, pot fi menţionate cele de la Koppers, Didier, Lurgi, Sigri, Ringsdorf, profilate pe engineering, procedee şi instalaţii, materiale.

Cercetări în problema cocsului şi cărbunilor se mai efectuează şi la unele centre sau laboratoare ale uzinelor cocsochimice. De exemplu, Uzina cocsochimică Kattwyk — Hamburg are un grup puternic de cercetare, care se ocupă de caracteristicile tehnologice ale cărbunilor, de cromatografie în fază gazoasă etc.

În cele ce urmează se vor prezenta pe scurt unele probleme legate de activitatea a două institute de cercetări.

Institutul de tehnica gazului şi Institutul Engler-Bunte pentru cercetarea cărbunilor şi uleiurilor, de la Universitatea Karlsruhe

Aceste institute sînt încadrate în Universitatea Karlsruhe, fiind legate de Catedra de tehnica gazului şi valorificarea combustibililor, al cărei titular (şi totodată director al celor două institute) este prof. H. Pichler, un eminent om de ştiinţă şi tehnolog.

Sursele de finanţare a institutelor sînt următoarele : finanţare de stat pentru activitatea didactică şi de cercetare a doctoranzilor ; finanţare din partea Asociaţiei Germane de Cercetări, a Înaltei Autorităţi a Comunităţii Europene a Oţelului şi Cărbunelui, a diferitelor fundaţii şi a Societăţii „Prietenii Institutului" ; această societate cuprinde membri din diferite ramuri industriale şi economice care sînt interesaţi în efectuarea de cercetări în domeniul chimizării combustibililor şi care cotizează la alcătuirea unui fond pentru sprijinirea institutului ; finanţare prin contracte de deservire tehnică a sectorului industrial. Fiecare sursă contribuie cu cîte o treime la totalul bugetului institutelor.

Personalul de cercetare este format din 15 angajaţi cu studii superioare şi 20 de tehnicieni şi laboranţi, la care se adaugă şapte muncitori în atelierul mecanic ; tot în activitatea de cercetare mai sînt cuprinşi şi doctoranzii, în număr de şase — zece.

Institutul cuprinde şapte grupe de cercetare, profilate pe cîte un domeniu distinct de investigaţii.

Grupa cărbune şi chimia cărbunelui studiază piroliza huilei, mecanismul procesului de cocsificare, carbonizarea prin fluidizare. Cercetările de piroliză au urmărit de pildă obţinerea acetilenei din cărbune ; în prezent încep cercetări cu privire la tratamentul termic al cărbunelui în arc electric, tot în scopul obţinerii acetileniei, precum şi cercetări asupra hidrogenării parţiale pentru obţinerea de hidrocarburi aromatice.

Importante cercetări au fost efectuate şi asupra carbonizării prin fluidizare.

Lucrările privind procesul de cocsificare au urmărit mecanismul degresării şarjelor ; s-a cercetat, de asemenea, transpunerea industrială a randamentelor de la cocsificarea de laborator.

Grupa de sinteză a hidrocarburilor, pornind de la oxid de carbon şi hidrogen, studiază în special sinteza polimetilenei, pe catalizatori de ruteniu, la temperaturi coborîte şi presiuni mari ; se obţin macromolecule cu greutate moleculară medie, de 50 000, aceste cercetări pregătind, pentru cazul unor cărbuni ieftini , baza dezvoltării tehnice a producerii polimetilenei carbochimice ca înlocuitor al polietilenei petrochimice.

Grupa cromatografie şi cercetări fizice se ocupă de aplicarea unor noi metode de investigaţie în cercetările din domeniul cocsificării şi chimizării combustibililor : spectrometrie de

* Autorul a fost titular al unei burse de docenţă a Fundaţiei vest-germane „Alexander von Humboldt", în anul 1968.

masă, cromatografie în fază gazoasă etc. Ample lucrări s-au efectuat pentru studierea cromatografică a gudronului de la carbonizarea prin fluidizare şi a gudronului de cocserie de la cuptoarele cu aspirarea gazului brut din interiorul camerelor.

Grupa de deservire tehnică efectuează expertize şi acordă asistenţă cocseriilor, rafinăriilor, termocentralelor etc.

Celelalte grupe sînt : cea de petrochimie, de fabricare şi prelucrare a gazelor (gazeificare, conversie, reforming, carburare etc.) şi standul de încercare a combustibililor lichizi şi a lubrifianţilor în motoare.

Institutul Bergbau-Forschung

Institutul Bergbau—Forschung, împreună cu staţiile pilot şi semiindustriale grupate în cadrul Asociaţiei minelor (Bergwerksverband G.m.b.H.), constituie organismul de cercetare al Uniunii Carbonifere Germane.

Personalul institutului, în număr de 750, este alcătuit din circa 100 cadre ştiinţifice, cu studii superioare, şi circa 300 cadre tehnice ajutătoare, restul fiind muncitorii din staţiile pilot, funcţionari şi personal administrativ. Institutul, cu un consiliu de direcţie, un consiliu de cercetare şi o conducere operativă, cuprinde sectoare chimice, fizice, de petrografie şi mineralogie, de chimie fizică şi inginerie pentru chimizarea cărbunilor, centre şi grupe de cercetare minere.

Dezvoltarea pînă la scară industrială a unui procedeu de fabricare a cocsului brichete constituie cea mai importantă preocupare a institutului Bergbau—Forschung. Grupa de cercetare „cocs brichete" cuprinde peste 100 cercetători, ingineri, tehnicieni şi personal ajutător, fiind cea mai mare unitate din institut.

Trebuie subliniat că scopul principal urmărit în cercetările de cocs brichete este nu atît folosirea cărbunilor necocsificabili, cît mai ales punerea la punct a unei tehnologii noi de cocsificare continuă pentru producerea unui cocs mai ieftin şi mai bun decît cel fabricat prin tehnologia clasică. Se contează, în realizarea acestui scop, pe scurtarea substanţială a ciclului de fabricaţie (de la 15 — 20 h la 15 — 20 min), precum şi pe obţinerea unui cocs de calitate superioară, care să permită îmbunătăţirea funcţionării furnalului, cu productivitate şi consum specifice.

Conducerea institutului, pe bună dreptate, apreciază că elaborarea unui nou procedeu de cocsificare nu este o problemă de rezolvat printr-o soluţie genială fulger, ci mai degrabă un rezultat al unor consecvente, migăloase şi de durată cercetări de dezvoltare, în instalaţii semiindustriale suficient de mari şi cu importante mijloace financiare.

Finanţarea acestor costisitoare cercetări se realizează prin : 1/3 finanţare de stat (prin Ministerul Economiei şi Transporturilor din Landul Nord Rhein — Westfalia) ; 1/3 finanţare de către Fundaţia Volkswagen; 1/3 finanţare din partea Uniunii miniere carbonifere.

Cercetările se realizează în staţia pilot din Bergbau—Forschung (laborator, piloţi mici şi pilot 100 kg/h), precum şi în instalaţia semiindustrială de 5 t/h din cadrul Bergwerksverband la mina Königin Elisabeth.

Metoda constă din carbonizarea prin fluidizare a huilei grase, amestecarea cocsului fierbinte cu 30% huilă, care plastifiază, permiţînd astfel brichetarea materialului în prese cu valţuri prin autoaglomerare; brichetele rezultate sînt

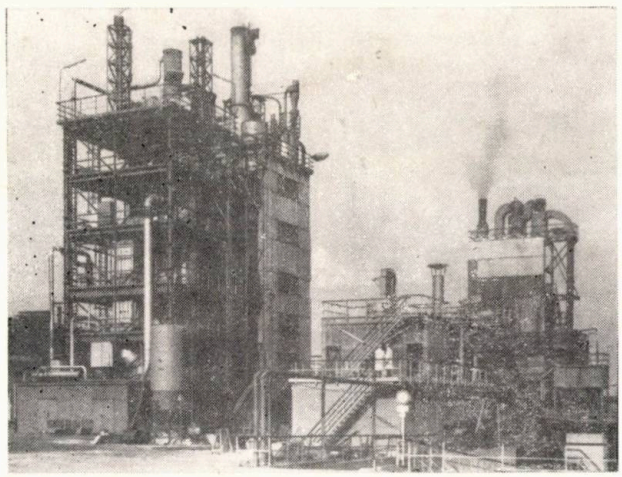


Fig. 1. Instalaţie semiindustrială de cocs brichete BF.

cocsificate într-un cuptor cu purtător de căldură solid (nisip fierbinte).

În figura 1 este prezentată fotografia staţiei de pregătire şi brichetare şi a cuptorului de cocsificare cu nisip (după Glückauf nr. 25/1967, p. 1275).

Cocsul va fi încercat într-un furnal de 700—800 m^3, la sfîrşitul anului 1968 sau în 1969 (după 3 ani de la ultima încercare a cocsului brichete ICEM, în furnalul de 700 m^3 de la Hunedoara).

În afara lucrărilor cu privire la cocsificarea continuă, la Bergbau—Forschung se desfăşoară cercetări de înalt nivel ştiinţific asupra petrografiei cărbunilor şi cocsului, cineticii descompunerii pirogenetice, reactivităţii cocsului şi cineticii reacţiei carbon-bioxid de carbon etc.

Importante lucrări efectuează, de asemenea, celelalte institute de specialitate din R.F.G., contribuind astfel la cercetările pe plan mondial pentru perfecţionarea tehnicii cocsochimice şi pentru adîncirea bazelor teoretice ale chimiei cărbunilor şi carbonului.

RECENZII

Drokmeier Karl-Heinz. **Induktives Schmelzen (Topirea prin inducție).** Editată de Soc. Brown, Boveri & Cie., Aktiengesellschaft, Mannheim, 1966, 543 pagini, peste 600 schițe, diagrame, fotografii și tabele, 200 referințe, bibliografice.

Procesul de dezvoltare a cuptoarelor electrice cu inducție a cunoscut un ritm foarte rapid. Dacă acum 50 de ani, cuptoare de 5 t și 1 000 kW erau socotite agregate mari, iar turnătoriile cu două sau trei cuptoare, secții importante, astăzi se utilizează cuptoare cu volum mult mai mare și sînt secții cuprinzînd pînă la 10 agregate de acest fel.

În diferitele sale forme constructive cuptorul cu inducție ocupă un loc important în turnătorie, putînd fi utilizat ca agregat independent de topire sau în procedeele duplex cu cubiloul sau cuptorul electric cu arc. În turnătoriile mici și mijlocii cuptorul cu inducție s-a dovedit a fi cel mai flexibil și mai rentabil agregat, putînd satisface condițiile impuse de calitate și cantitate în elaborarea celor mai diferite aliaje. Noi posibilități de utilizare apar și pentru cuptoarele cu inducție de mare capacitate (60, 80 și 100 t) cu o putere de pînă la 20 000 kW.

Din acest motiv apariția unei lucrări, care să prezinte în mod unitar stadiul actual al cunoștințelor privind fundamentarea teoretică și practică a tuturor aspectelor din domeniul cuptoarelor cu inducție, prezintă un deosebit interes mai ales că autorul lucrării este un specialist recunoscut, ca dr. ing. K. H. Brokmeier.

Materialul cuprins în cele șapte capitole ale lucrării recenzate, actual din punct de vedere științific și informațional, este prezentat cititorului într-o succesiune metodică și abundent susținută de figuri, schițe, tabele cu date științifice și practice, fotografii, într-o formă grafică excepțională.

Se insistă mai întîi asupra legilor fizice și a principiilor de bază, apoi asupra proceselor electrotehnice care interesează în acest domeniu. Astfel sînt analizate posibilitățile încălzirii electrice prin inducție, principiul cuptorului cu creuzet și al cuptorului cu canal, forțele mecanice și puterea specifică a cuptorului, alegerea cuptorului, consumul de energie (cap. I), calculul cuptorului cu canal și creuzet, calculul forțelor mecanice, compensația, simetrizarea, convertizor de frecvență (cap. II).

Următoarele două capitole se ocupă de construcția cuptorului și de instalația în ansamblu. Cu acest prilej se trec în revistă toate tipurile de cuptoare care au la bază principiul transmiterii energiei inductive: cuptorul cu canal, cuptorul cu creuzet, cu creuzet de oțel, cu creuzet inelar și construcții speciale, materiale refractare folosite (cap. III), construcția instalațiilor electrice, alimentarea cu apă și aer de răcire, instalațiile pentru absorbția și evacuarea gazelor, aparatura pentru măsurarea temperaturii, instalațiile pentru șarjare, instalațiile anexe aferente (cap. IV).

Un loc important în lucrare îl ocupă capitolul V, care tratează despre procesele metalurgice care au loc la topirea în cuptoarele cu inducție. Se tratează despre topirea, oxidarea, adăugarea și îndepărtarea anumitor componenți ai șarjei, reacțiile băii metalice cu căptușeala cuptorului și zgura, conținutul de gaze, pierderile prin ardere, procedeele de lucru, efectul asupra proprietăților metalelor. Aceste probleme se referă la: fontă, oțel, cupru, nichel, plumb, aluminiu, magneziu, aur, argint și platină.

Procedeele de lucru la cuptorul cu inducție: simplex, duplex, acumularea, turnarea sînt tratate în capitolul VI.

Capitolul următor (VII) se ocupă de planificarea și organizarea cuptoarelor cu inducție, după criteriile cele mai moderne: principiile planificării, capacitatea, puterea cuptorului, instalațiile anexe aparținînd cuptorului, calculul tehnico-economic pentru elaborarea oțelului, fontei, metalelor grele și ușoare, de asemenea, planificarea în cazul procedeelor duplex și de acumulare a acestor aliaje. Capitolul se încheie cu informații privind programul de livrări de cuptoare cu inducție a firmei Brown, Boveri & Cie., care pot fi utilizate pentru planificări practice.

La elaborarea lucrării autorul folosește o bibliografie remarcabil de bogată (200 referiri bibliografice) și foarte recentă.

Datorită în special caracterului său practic, lucrarea recenzată poate fi considerată un manual prețios, extrem de util specialiștilor din acest domeniu, contribuind esențial la înlesnirea înțelegerii proceselor ce au loc la topirea în cuptoare cu inducție pentru ca procesul de elaborare să poată fi condus științific și cu maximum de randament.

De asemenea, lucrarea este de un real folos studenților de la Facultatea de metalurgie.

Ing. ECATERINA SPLEISS

I. G. Tovarovski, R. D. Kamenev și G. B. Rabinovici. **Domennaia plavka v moșcinîch peciach (Elaborarea fontei în furnalele mari).** Moscova, Editura Metallurghia, 1968, 114 pag., 31 tabele.

Mărirea volumului util al furnalelor constituie una din direcțiile de bază ale dezvoltării acestui important sector al industriei siderurgice. Este cunoscut faptul că în special U.R.S.S., Japonia și S.U.A. au obținut rezultate deosebite, mergînd pe această linie.

În lucrarea intitulată „Elaborarea fontei în furnalele mari" sînt prezentate o analiză a proceselor de elaborare a fontei și un studiu asupra punerii la punct a regimului tehnologic optim de lucru al furnalelor de mare capacitate.

Sînt arătate de asemenea căile posibile de intensificare a procesului și de creștere a eficienței sale economice. Lucrarea are la bază indicii de lucru ai furnalelor mari din sudul U.R.S.S. Astfel, în primul capitol — „Caracteristica generală a furnalelor mari, particularitățile lor constructive principale și condițiile de lucru" — sînt analizate în special particularitățile lucrului furnalelor mari, în condițiile Combinatului metalurgic de la Krivoi-Rog. Întrucît perioada de punere în funcțiune a furnalelor mari prezintă caracteristici importante, în capitolul II — „Aprinderea furnalelor mari și perioada de aprindere" — se insistă asupra uscării și încărcării furnalului, precum și asupra repartiției inițiale a materialelor.

În capitolul III — „Regimul de lucru al furnalelor mari și reglarea fluxurilor de gaze" — sînt analizate pe larg o serie de probleme teoretice și practice începînd cu parametrii tehnologici de bază, regimul de lucru al creuzetului și reglarea fluxului de gaze, iar în ultima parte a capitolului sînt trecute în revistă particularitățile lucrului cu vînt combinat și îmbogățit în oxigen.

Durabilitatea căptușelii și a răcitoarelor furnalelor mari este tratată în capitolul IV, autorii ajungînd, pe baza studiului unor date experimentale, la concluzia că durabilitatea blocurilor carbonice ale creuzetului furnalelor mari arată că în apropierea gurilor de evacuare a fontei și zgurei, aceste blocuri nu dau rezultatele dorite.

Capitolul V — „Analiza mersului elaborării în furnalele mari" — este unul din cele mai bine dezvoltate ale lucrării și prezintă calculele bilanțurilor termice și de materiale, procesul de reducere a fierului și alte procese care au loc în creuzet. De asemenea sînt atacate unele probleme de aerodinamică specifice acestor furnale.

Modificarea indicilor tehnici ai şarjei de furnal şi analiza indicilor tehnico-economici ai furnalelor mari sînt problemele de care se ocupă ultimele două capitole ale lucrării.

În aceste capitole se analizează, în special, factorii care intensifică şarja de furnal, se fac unele aprecieri interesante în problema regimului optim de lucru şi, în baza unor tabele, se discută o serie de indici tehnico-economici deosebit de importanţi, cum sînt consumul specific de cocs — care s-a dovedit a fi mult scăzut la furnalele mari — productivitatea, preţul de cost.

Lucrarea a fost întocmită pe baza unui material bibliografic bogat, cuprinzînd 39 titluri de cărţi şi articole publicate în U.R.S.S. în ultimii ani.

Ţinînd seamă că o dată cu intrarea în funcţiune a furnalelor de 1 700 m^3 de la C.S. Galaţi şi ţara noastră a intrat în rîndul ţărilor ce posedă furnale cu volum util mare, considerăm că lucrarea prezintă interes atît pentru inginerii şi tehnicienii care lucrează în acest domeniu, cît şi pentru personalul de specialitate din institutele de proiectări, cercetări şi învăţămînt superior metalurgic.

Ing. *F. SCHIEBER*

O. A. Baranov ş.a. **Neprerîvnoe litie ciuguna (Turnarea continuă a fontei)**. Moscova, Editura Metallurghia, 1968, 336 pag., 146 fig.

În dezvoltarea producţiei industriei metalurgice, o atenţie deosebită se acordă îmbunătăţirii calităţii metalelor şi aliajelor, lărgirii sortimentelor fabricate, alături de asigurarea unei eficienţe economice. Pe această linie se înscrie şi dezvoltarea continuă a turnării continue. Pînă acum o amploare deosebită a luat-o turnarea continuă a oţelurilor şi aliajelor neferoase. În prezent se reconstruiesc secţiile vechi de turnare a tuburilor de fontă pentru a produce după acest procedeu, în acelaşi timp construindu-se secţii noi. Pentru edificare, menţionăm, conform datelor din lucrarea de faţă, că producţia de tuburi de fontă a crescut în U.R.S.S. în perioada 1961—1964 de peste 20 de ori.

Pentru a cuprinde toate aspectele tehnologice şi consideraţiile teoretice necesare generalizării turnării continue a fontei, folosindu-se în principal rezultatele cercetărilor proprii, colectivul celor cinci autori a elaborat prezenta monografie. De altfel, la elaborarea ei autorii au ţinut seamă şi de observaţiile Institutului de cercetări şi proiectări specializat în producţia tuburilor de fontă. Datorită acestor considerente, prezenta lucrare se poate aprecia că este foarte completă, axată pe problemele tehnologice actuale ale producţiei de piese de fontă turnate prin metoda continuă.

Cartea are cinci capitole: „Bazele metalurgice ale turnării continue a fontei" (I); „Procese termice la turnarea continuă" (II); „Cristalizarea şi transformările fazice în fontă la răcire" (III); „Bazele construirii şi proiectării cristalizatorului" (IV); „Practica turnării continue a fontei (V).

Autorii abordează, la nivelul unor subcapitole, multe noţiuni, particularizînd, pentru procedeul special din discuţie, unele probleme generale. Astfel, sînt cuprinse alegerea agregatului de topire şi a încărcăturii pentru elaborare. Se dau compoziţiile chimice ale fontelor din care se pot turna continuu, precizîndu-se pentru fiecare tip de fontă respectivele proprietăţi tehnologice (fluiditate, contracţie) şi proprietăţile mecanice. Tot o dezvoltare amplă are şi subcapitolul care se referă la modificarea fontelor respective, indicîndu-se concret diferite variante de modificare.

Particularităţilor procesului de turnare continuă a fontei li se rezervă, bineînţeles, mult spaţiu. Se studiază, pe baza consideraţiilor termotehnice, interdependenţa dintre durata de întărire şi poziţia frontului de cristalizare la turnarea continuă, durata totală de solidificare a barelor cilindrice. Se studiază coeficientul de cristalizare a fontei, capacitatea termică din cristalizator, regimul răcirii în cristalizator, bilanţul termic la turnarea semifabricatelor, proiectarea cristalizatorului, cîmpurile de temperatură din cristalizator şi din piesa turnată.

În privinţa cristalizării şi transformărilor fazice în fonta turnată continuu, autorii au dezvoltat noţiunile privind avansarea cristalizării în condiţiile echilibrului termodinamic, difuzia în faza solidă şi lichidă, formarea structurii pieselor turnate continuu.

Cea mai utilă parte a lucrării o apreciem pe aceea care se referă la bazele construirii şi proiectării cristalizatorului deoarece de alegerea judicioasă a acestuia depinde reuşita procesului. Se dau metodologiile proiectării diferitelor tipuri de cristalizatoare (cu rigiditate laterală, cu cămaşă laterală). Date concrete sînt cele cu privire la materialul cristalizatorului autorii recomandînd diferite aliaje pentru construcţia acestuia, în funcţie de condiţiile de lucru.

Capitolul privind practica realizării pieselor turnate din fontă prin turnarea continuă se referă mai ales la turnarea semicontinuă şi continuă a tuburilor de fontă. Se arată cele mai caracteristice defecte la producerea tuburilor de fontă. Ceva mai puţine consideraţii sînt cu privire la producerea semifabricatelor pentru construcţia de maşini, calitatea pieselor vălţuite prin turnarea semicontinuă.

Cartea de faţă, prin felul cum este concepută, atrage atenţia asupra ţinutei înalte ştiinţifice şi prin multitudinea datelor tehnologice care sînt cuprinse.

O recomandăm în mod deosebit tuturor inginerilor, tehnicienilor şi maiştrilor turnători, proiectanţilor şi cercetătorilor, studenţilor din acest domeniu.

Ing. *C. RĂDULESCU*

A CINCEA CONSFĂTUIRE DE LUCRU PE ȚARĂ CU BENEFICIARII DE PROFILE UȘOARE

La Uzina metalurgică din Iași a avut loc, în zilele de 28 și 29 noiembrie 1968, a cincea consfătuire de lucru cu beneficiarii consumatori de profile ușoare cu pereți subțiri, formate la rece, precum și cu reprezentanții institutelor de proiectări și institutelor de cercetări din întreaga țară.

La lucrări au participat un număr de 150 cadre tehnice din 40 de localități de pe întreg cuprinsul patriei.

Au participat, pe lîngă principalii consumatori, și un mare număr de cadre de conducere din cele mai mari institute de proiectări ale ministerelor și din institute tehnice de învățămînt superior din țară: Institutul politehnic din Iași, Institutul de construcții din București etc. cadre, care prin lucrările pe care le execută, contribuie efectiv la elaborarea documentațiilor tehnice necesare noilor obiective industriale.

Această întîlnire a continuat seria consfătuirilor anterioare inițiate de Ministerul Industriei Metalurgice.

Cu această ocazie s-a făcut un rodnic schimb de informații tehnice în vederea lărgirii domeniului de utilizare și în scopul extinderii utilizării profilelor formate la rece, cu pereți subțiri, asimilarea unei game variate de noi tipodimensiuni, date fiind avantajele certe ce se vor obține pe ansamblul economiei naționale.

Conducerea desfășurării lucrărilor consfătuirii și a ordinei de zi au fost anunțate de către tovarășul ing. Ion Moldovan, directorul tehnic al Direcției generale de țevi, trefilate și cabluri din Ministerul Industriei Metalurgice, după care ing. Ion Nădejde, inginerul șef al Uzinei metalurgice din Iași, a rostit cuvîntul de deschidere, arătînd însemnătatea fabricării și utilizării acestor profile cu pereți subțiri.

Ing. Belzo Otto, șeful serviciului tehnic de la Uzina metalurgică — Iași, a citit o informare privind stadiul realizărilor în producție, în asimilarea de profile cu dimensiuni noi și perspective, fiind descrise cele 11 tipuri de profile fabricate și asimilate pînă în prezent la Uzina metalurgică — Iași într-o gamă de 242 tipodimensiuni, acest mare număr de tipuri de profile cu o gamă largă de dimensiuni dînd posibilitate mai mare sectorului de proiectări să realizeze construcții mai economice.

La prezentarea materialului au mai contribuit și alți specialiști din institute de învățămînt tehnic superior.

Prof. ing. Victor Popescu, de la Institutul de construcții din București, a făcut analiza unor aspecte principale ale problemei utilizării profilelor formate la rece la construcții metalice, și anume: materiale, tipuri și gama de dimensiuni, protecția contra coroziunii, posibilitățile de procurare, uzinarea și domeniile în care aceste profile își găsesc o utilizare rațională.

Ing. Cristea Pascu de la IPROMET a prezentat lucrarea „Realizările de șarpante ușoare din profile cu pereți subțiri formate la rece" arătînd stadiul proiectării și perspectivele domeniilor în care proiectanții vor întocmi documentații tehnice de execuție cu profile subțiri:

— ferme pentru acoperișuri ușoare cu deschidere de 12, 15, 18, 24 și 30 m;
— pane cu zăbrele cu deschidere de 12 m;
— pane din profile simple ⊏ și ⊏ pentru deschideri de 3 și 6 m;
— panouri din tablă cutată pentru pereți și acoperiș;
— stîlpi și rigle de fațadă.

Astfel, proiectanții din IPROMET, consultînd documentația de specialitate, afirmă că profilele subțiri se pot utiliza la întreaga structură (stîlpi și acoperiș) la următoarele categorii de lucrări: depozite, magazii, ateliere de întreținere, ateliere de construcții metalice, hale industriale cu grinzi rulante suspendate sau poduri rulante pînă la 10 t, estacade de susținere pentru transportul pe benzi a diverselor materiale în combinatele industriale.

De la Institutul de proiectare a construcțiilor tip, din București, arhitectul Trifu N. a prezentat lucrarea: „Utilizarea profilelor formate la rece în tîmplăriile metalice pentru clădiri industriale și social-culturale și stadiul tipizării acestora". Au fost arătate problemele de viitor ale Institutului I.P.C.T.: detalii de balustrade, panouri despărțitoare la dușuri etc., precum și baraca pliantă la care s-a făcut prototipul și s-a dat în anchetă.

La discuții au luat cuvîntul toți participanții, care au propus:

— o colaborare între ministere, C.S.C.A.S. și I.P.C.T. pentru realizarea unei tîmplării metalice de calitate (uși, ferestre etc.);
— tipizarea fermelor pentru ca toate institutele de proiectări să folosească aceleași profile la ferme;
— producerea elementelor gata tipizate;
— efectuarea unor cercetări pentru sisteme de protecție: cu metalizări, sisteme cu uscare în aer sau în cuptor;
— debitarea profilelor la consumatori;
— folosirea profilelor ușoare în construcții auto, rama șasiului, lada autocamionului etc. unde costul este mult mai redus.

Pentru a populariza tîmplăria metalică realizată exclusiv din profile tipizate, cît și pentru a informa operativ un număr mare de participanți de la această consfătuire, uzina a organizat, în holul pavilionului administrativ, o expoziție cu cîteva elemente de tîmplărie metalică, realizate din aceste profile de către I.C.M.A. — București, după proiectele I.P.C.T., expoziție care a stîrnit un mare și viu interes din partea delegațiilor la consfătuire.

Uzina a elaborat un prospect — catalog de profile asimilate pînă în prezent, special pentru consfătuire, difuzat fiecărui participant împreună cu un dosar care conține STAS-urile și Normele Interne ale produselor uzinei și în special ale profilelor formate la rece și lista de prețuri conform acestui prospect ofertă.

Aceste profile asimilate, ce se pot livra, au fost grupate astfel:

I. Profile de uz general — în 164 tipodimensiuni, care cuprinde:

38 dimensiuni profile cornier cu aripi egale, STAS 7836-67;

25 dimensiuni profile cornier cu aripi neegale, proiect de STAS elaborat de U.M. — Iași;

72 dimensiuni profile tip „U" cu aripi egale, STAS 7835-67;

7 dimensiuni profile tip „U" cu aripi neegale, proiect de STAS elaborat de U.M. — Iași;

4 dimensiuni profile tip „Z" cu aripi egale NID 110-68;

3 dimensiuni profile tip „Z" cu aripi neegale NID 110-68;

13 dimensiuni profile tip „Omega" cu aripi egale NID 110-68;

2 profile tip „T" cu aripi egale, proiect de STAS, elaborat de U.M. — Iași;

II. Profile TM — pentru tîmplărie metalică, în 8 tipodimensiuni, cuprinse în proiectul nr.2160, elaborat de Institutul de proiectări construcții tip, conform NID 85-68, elaborat de U.M.-Iași, care reprezintă concretizarea acțiunii întreprinse de C.S.C.AS.

III. Profil rotund deschis — în 25 tipodimensiuni —, fiind reunite profilele rotunde cu deschidere necalibrată, cuprinse în proiectul de STAS elaborat de U.M. — Iași.

IV. Profile speciale — în 45 tipodimensiuni —, care prin forma și dimensiunile lor diferite sau prin specificul utilizării nu au putut fi clasificate.

Prin profilele cuprinse în acest prospect, uzina răspunde cerințelor beneficiarilor săi.

Elementele care au fost analizate în aceste expuneri au avut ca scop principal de a pune problema utilizării mai largi a profilelor cu pereți subțiri formate la rece, în domeniul construcțiilor, deoarece este de natură să aducă elemente noi, avantajoase și raționale, în ceea ce privește realizarea construcțiilor metalice, să creeze posibilități mai ușoare și mai rapide în rezolvarea multor investiții.

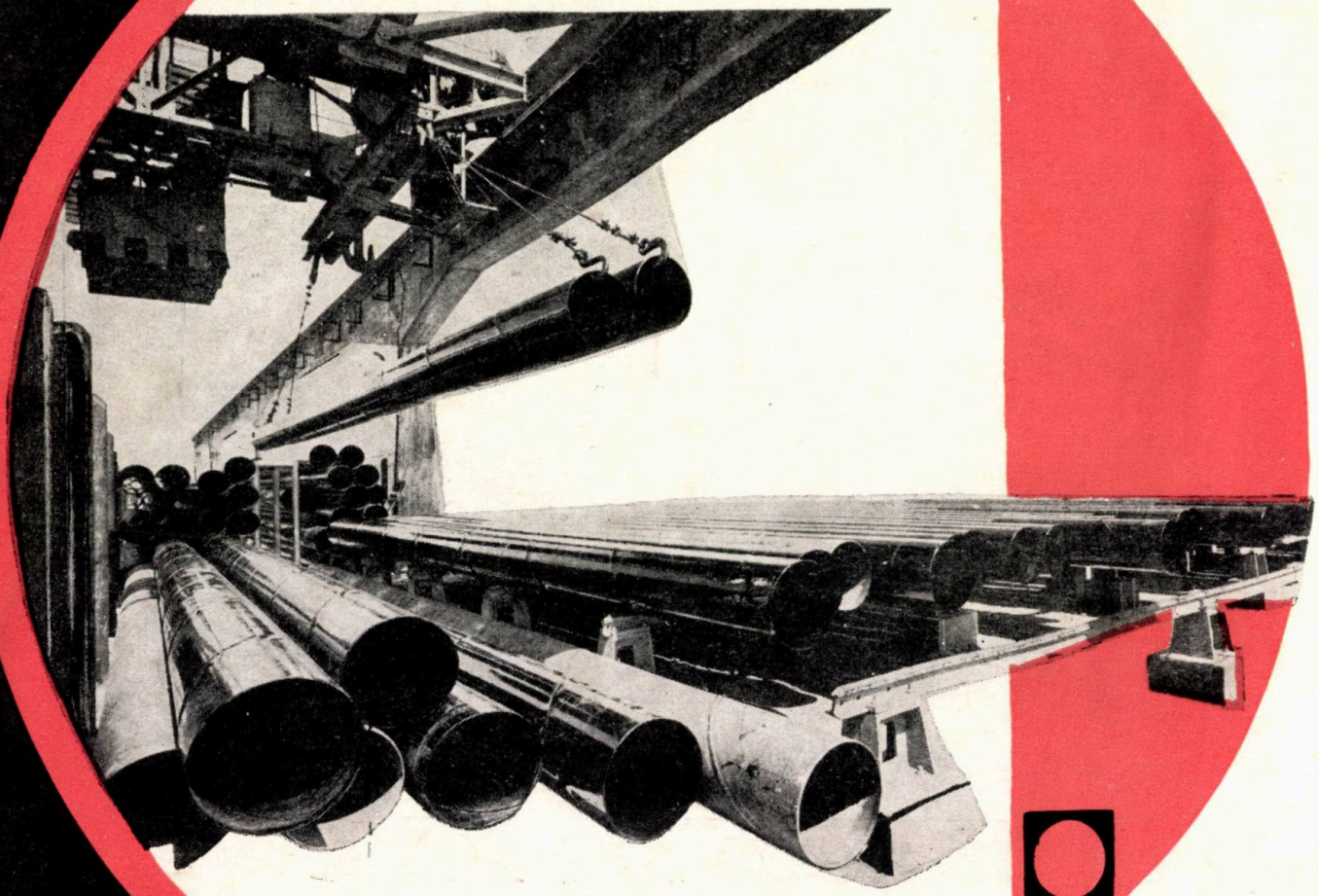
I. OLARU

ORSZÁGOS MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONTI KÖNYVTÁR 1883

UZINA DE ȚEVI ROMAN

- conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168–377 mm;
- burlane de foraj cu diametrul de $6^{5}/_{8} - 12^{3}/_{4}$ inci;
- prăjini grele de foraj, cu diametrul de $4^{3}/_{4} - 10$ inci;
- prăjini pătrate pentru antrenare, de $3^{1}/_{2} - 6$ inci;
- țevi diverse, turboboruri, cămăși de pompe, tampoane, racorduri speciale.

FABRICA



DE ŢEVI SUDATE

BUCUREȘTI

Sortiment bogat de țevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419; 470; 520; 620; 720; 820; 920 și 1020 mm, cu grosimi de perete de 4 — 12 mm (în fabricație curentă, grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419 — 521 mm, și de 8 — 9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm) și lungimi cuprinse între 6 și 16 m.

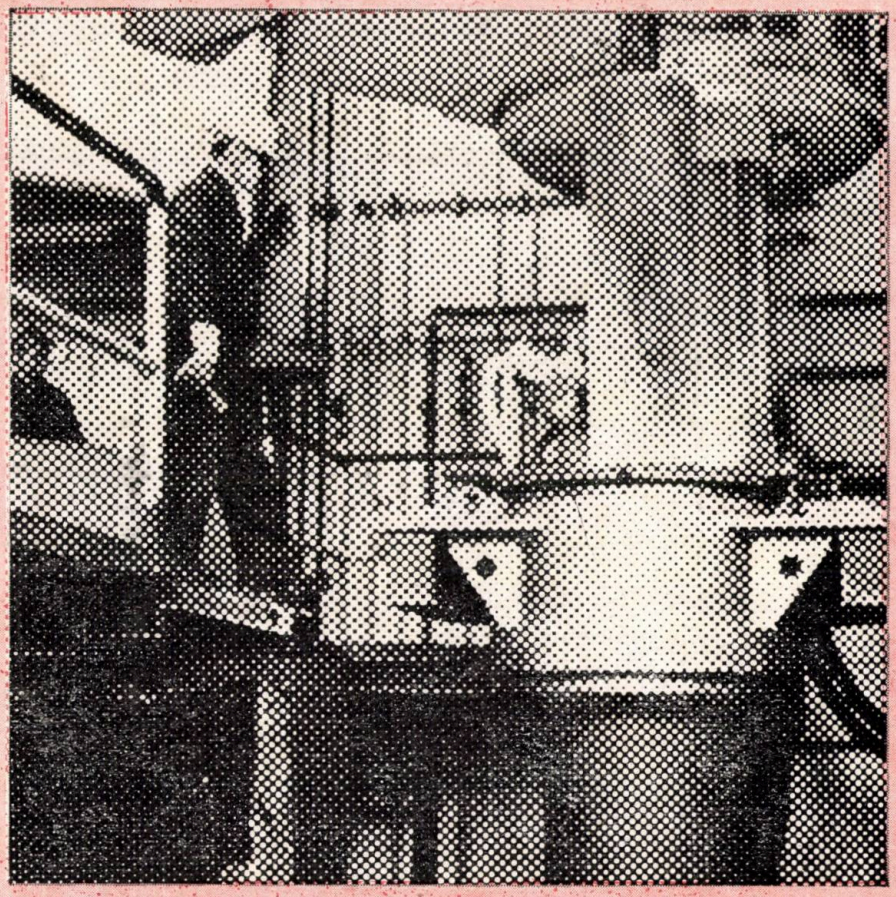
Țevile se utilizează la: conducte magistrale de gaze naturale și țiței, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.

Procedeul

BÖHLER-ESU

— procedeu de retopire electrică în baie de zgură —
(Electroslag Refining) oferă:

- Investiţii minime
- Rentabilitate mare
- Posibilităţi multiple de prelucrare metalurgică
- Elaborare de noi calităţi de oţel la preţuri de cost avantajoase



În afară de aceasta, oţelurile şi aliajele speciale retopite după procedeul BÖHLER—ESU prezintă îmbunătăţiri calitative însemnate: grad superior de puritate, omogenitate optimă, lipsa segregaţiei în lingou, proprietăţi remarcabile de tenacitate în direcţie longitudinală şi transversală, rezistenţă ridicată la solicitări de durată, proprietăţi la fel de bune la capul şi la piciorul lingoului, precum şi la margine şi în miez.

Şi în cazul special al procedeului BÖHLER—ESU vă punem la dispoziţie experienţa noastră cuprinzătoare (Know-how), care vă economiseşte lucrări proprii costisitoare de cercetare şi aplicare; vă facem recomandări, proiectăm, dezvoltăm, construim şi punem în funcţiune instalaţiile.

BÖHLER

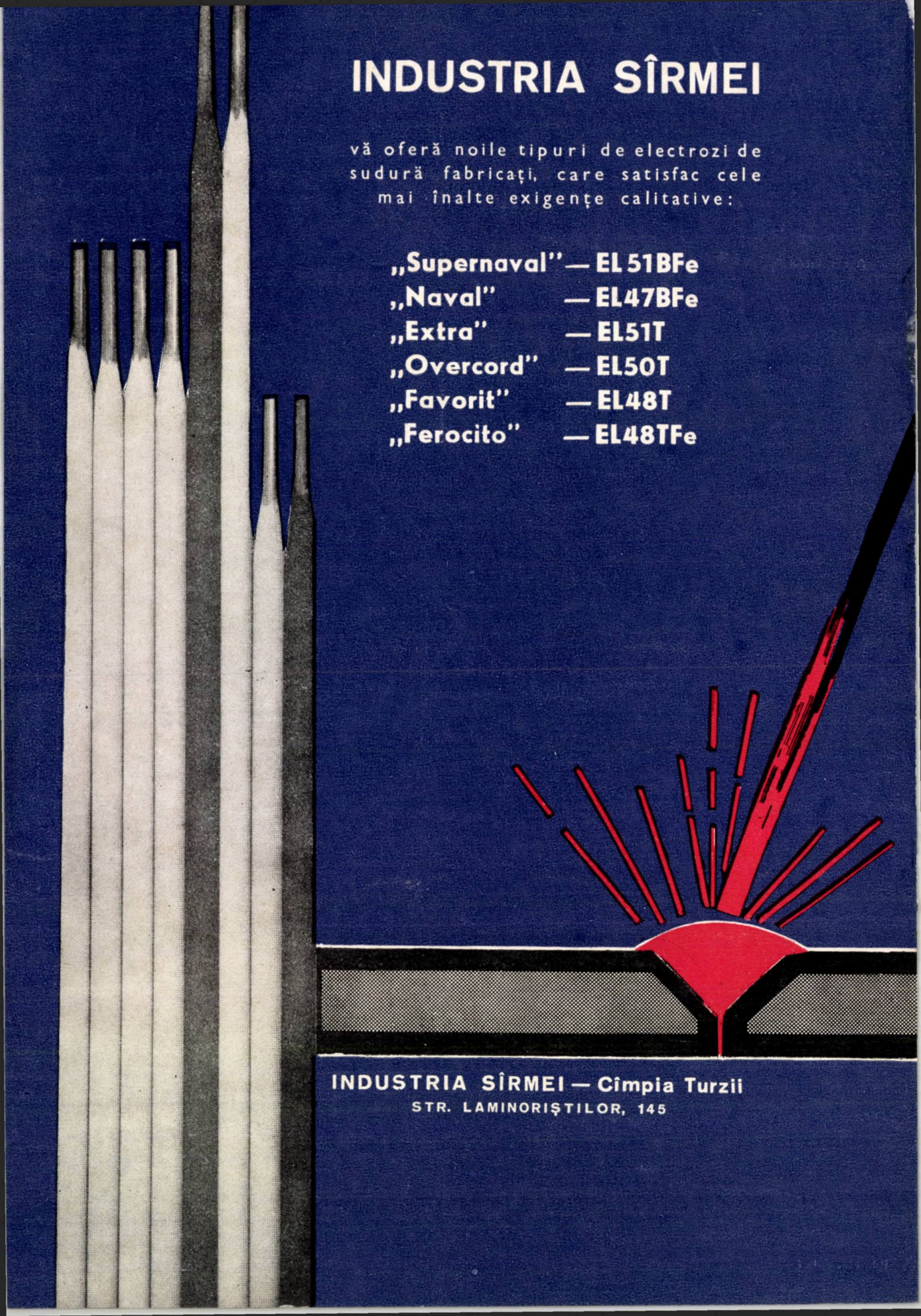
Gebr. BÖHLER & Co.AG., A-1010 Wien
Elisabethstr. 12, Tel: 573535, Telex: 1683

PUBLICOM

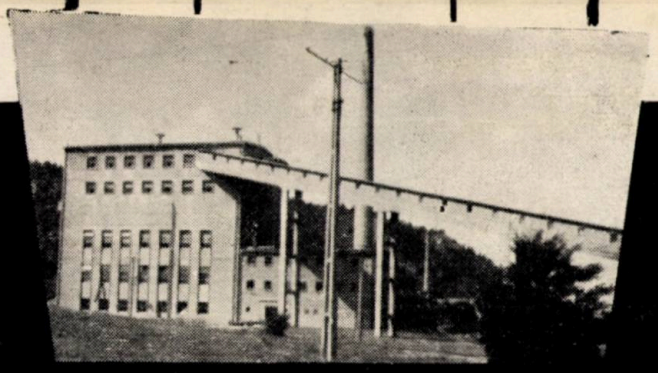
INDUSTRIA SÎRMEI

vă oferă noile tipuri de electrozi de sudură fabricați, care satisfac cele mai înalte exigențe calitative:

„Supernaval" — EL 51BFe
„Naval" — EL47BFe
„Extra" — EL51T
„Overcord" — EL50T
„Favorit" — EL48T
„Ferocito" — EL48TFe

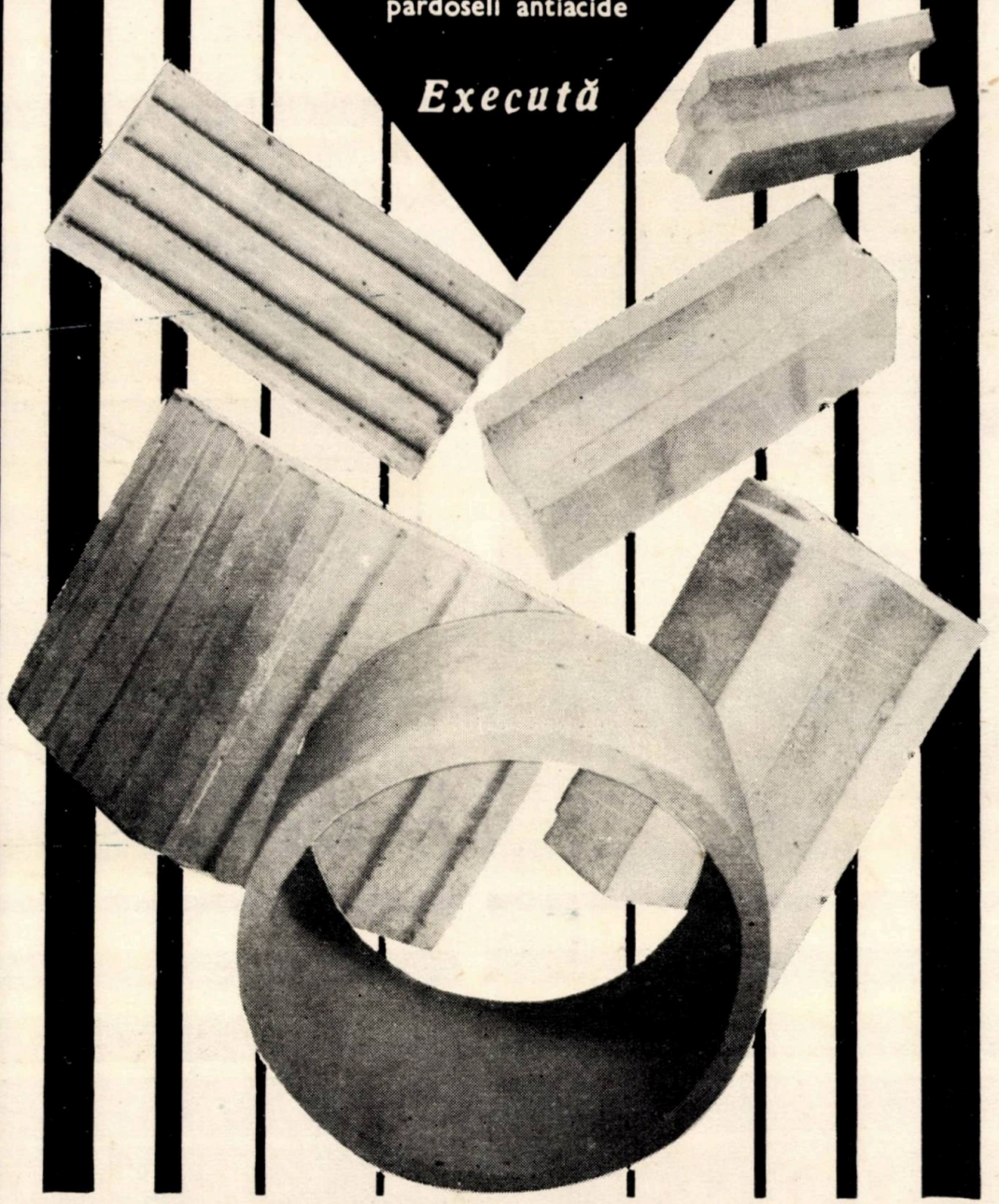


INDUSTRIA SÎRMEI — Cîmpia Turzii
STR. LAMINORIȘTILOR, 145



Produse ceramice antiacide pentru căptușirea instalațiilor de fabricare a acidului sulfuric, a băilor de decapare în siderurgie și pentru pardoseli antiacide

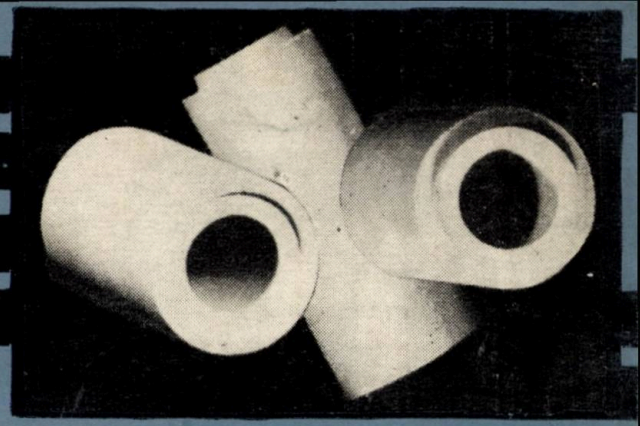
Execută

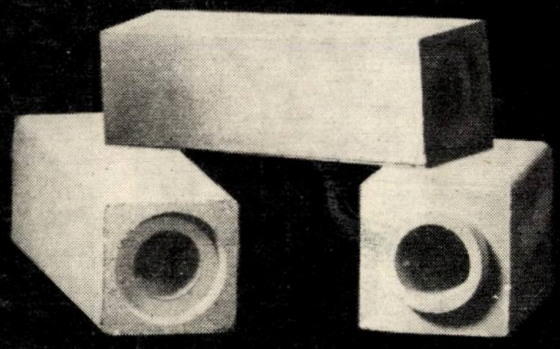


Fabrica de produse refractare

REFRACTAR

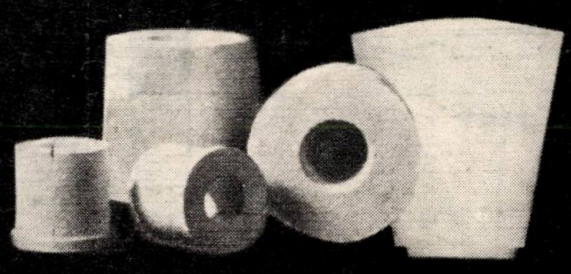
Aleșd — Județul Bihor





PRODUSE REFRACTARE SILICO-ALUMINOASE, TUBULARE, PRESATE MECANIC, PLASTIC ŞI SEMIUSCAT UTILIZATE ÎN SIDERURGIE PENTRU TURNAREA INDIRECTĂ A OŢELULUI

Execută



Fabrica de produse refractare

MUNCITORUL

Com. Cristian
telefon 3
Judeţul
Braşov

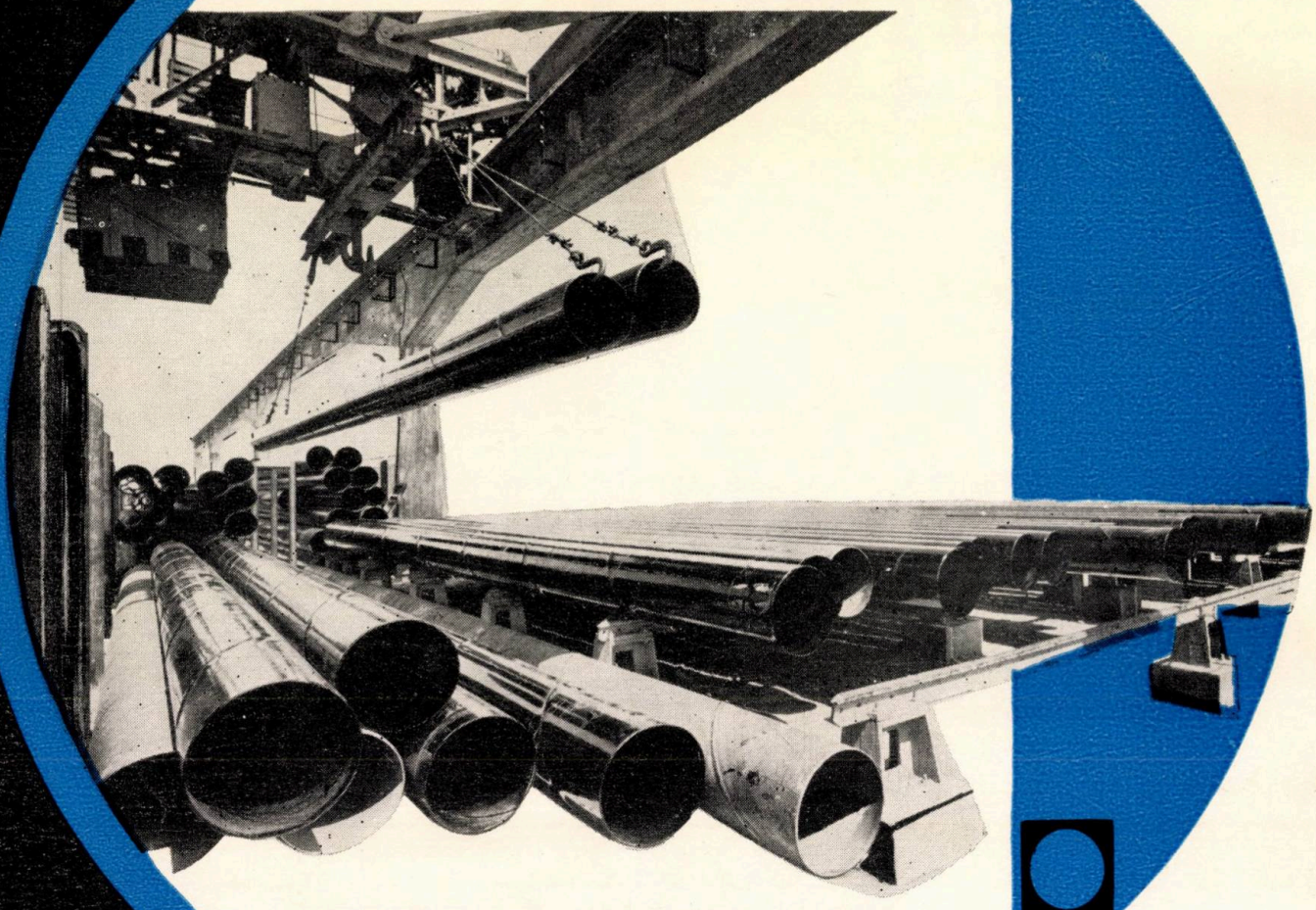
E 3280

METALURGIA

4

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XXI ● NR. 4 ● APRILIE 1969

FABRICA



DE ŢEVI SUDATE

BUCUREȘTI

Sortiment bogat de țevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419; 470; 520; 620; 720; 820; 920 și 1020 mm, cu grosimi de perete de 4 — 12 mm (în fabricație curentă, grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419 — 521 mm, și de 8 — 9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm) și lungimi cuprinse între 6 și 16 m.

Țevile se utilizează la: conducte magistrale de gaze naturale și țiței, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.

E 3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 4 aprilie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Micula O.: **Variaţia indicilor de echivalare a combustibililor solizi în raport cu participarea lor în şarjă, la aglomerarea minereurilor** 205

Forizs Şt.: **Consideraţii privind repartizarea sulfului în cărbunii din Valea Jiului şi în cocsul obţinut pe baza acestor cărbuni** 211

Cuida O. şi *Giotta Celesta*: **Cercetări privind decaparea oţelurilor inoxidabile în soluţii acide** 217

Ivanoff Gh. şi *Petrescu C.*: **Variaţia caracteristicilor mecanice în funcţie de geometria îmbinării ţevilor sudate elicoidal** 225

Aloman A.: **Transformarea izotermă a austenitei într-un oţel Cr—Ni de cementare** 229

Cruceru C.: **Influenţa solicitărilor la îndoire şi tensionare în procesul de prelucrare a cuprului electrotehnic pentru cabluri şi conducte electrice** . 234

REALIZĂRI TEHNICE

Tiruţă E.: **Controlul concentraţiei furfurolului în electroliţii de nichelare lucioasă** 238

Căluţoiu I.: **Variaţia consumului specific de metal la laminorul de tablă groasă în funcţie de dimensiunile de laminare a tablelor** 241

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Oprea Fl.: **Corelaţia dintre unele proprietăţi ale zgurelor de la topirea în suspensie şi posibilităţile de reducere a pierderilor metalice** 245

PROTECŢIA MUNCII

Barbu I., Falk E. şi *Goga Paula*: **Evitarea poluării aerului la cocserii prin stingerea uscată a cocsului** 250

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Drăghici N.: **Stabilitatea hidraulică a reţelelor industriale de apă, abur, aer comprimat şi gaze** . . 254

Ştefănescu D. M. şi *Bolintineanu Gh.*: **Oţeluri înalt aliate de tip maraging de înaltă rezistenţă** . . 257

Grünwald E.: **Controlul băilor de nichelare cu luciu folosind celula Hull** 262

RECENZII 249, 265

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 6225

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 662.6 : 622.782

Micula O. : **La variation des indices d'équivalence des combustibles solides par rapport à leur participation à la charge lors de l'agglomération des minérais.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 205—210

CD 662.6

Forizs Șt. : **Considérations sur la répartition du soufre dans les charbons de Valea Jiului et dans le coke obtenu sur la base de ces charbons.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 211—216

CD 669.14.018.8 : 621.794.4

Cuida O. et *Giotta Celesta* : **Recherches sur le décapage des aciers inoxydables dans les solutions acides.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 217—224

CD 621.774.2 : 539.4/.5

Ivanoff Gh. et *Petrescu C.* : **La variation des caractéristiques mécaniques en fonction de la géométrie de l'assemblage des tubes à soudure hélicoïdale.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 225—228

CD 669.15'24'26—194 : 669.112.227.3 (084.21)

Aloman A. : **La transformation isotherme de l'austénite dans un acier Cr—Ni de cémentation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 229—233

CD 669.3 : 621.315.5

Cruceru C. : **L'influence des sollicitations au pliage et à la tension dans le processus d'usinage du cuivre électrotechnique pour câbles et conduites électriques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 234—237

CD 669.248.7

Tiruță E. : **Le contrôle de la concentration du furfurol dans les électrolytes de nickelage lustré.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 238—240

CD 621.771.23

Căluțoiu I. : **La variation de la consommation spécifique de métal dans le laminoir à fortes tôles.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 241—244

CD 621.745.58 : 66.096.5

Oprea Fl. : **La corrélation entre certaines propriétés des laitiers obtenus à la fusion en suspension et les possibilités de réduction des pertes métalliques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 245—249

CD 662.74 : 699.871

Barbu I., Falk E. et *Goga Paula* : **La prévention de la pollution de l'air dans les cokeries par l'extinction sèche du coke.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 250—253

CD 697.3

Drăghici N. : **La stabilité hydraulique des réseaux industriels d'eau, de vapeur, d'air comprimé et de gaz.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 254—256

CD 669.15—194.55

Ștefănescu D. M. et *Bolintineanu Gh.* : **Aciers fortement alliés de type maraging, de haute résistance.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 257—261

CD 669.248.7

Grünwald E. : **Le contrôle du nickelage lustré avec la cellule Hull.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 262—265

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.6 : 622.782

Микула О.: **Изменение коэффициента эквивалентности твердых топлив в зависимости от их участия в шихте при спекании руд**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 205–210

ДК 662.6

Уорис Ш.: **Соображения касающиеся распределения серы в углях „Валя Жиулуй" и в коксе, полученном на их основе**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 211–216

ДК 669.14.018.8 : 621.794.4

Куйда О. и *Джиотта Челеста:* **Исследования касающиеся травления нержавеющих сталей в кислых растворах**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 217–224

ДК 621.774.2 : 539.4.5

Иванофф Г. и *Петреску К.:* **Изменение механических характеристик в зависимости от геометрии соединения труб, сваренных по спирали**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 225–228

ДК 669.15'24'26–194 : 669.112.227.3 (084.21)

Аломан А.: **Изотермическое превращение аустенита в цементуемой хромоникелевой стали**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 229–233

ДК 669.3 : 621.315.5

Кручеру К.: **Влияние изгибающих и растягивающих усилий в процессе обработки электролитной меди для кабелей и электрических проводов**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 234–237

ДК 669.248.7

Тируцэ Е.: **Контроль концентрации фурфурола в электролитах для зеркального никелирования**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 238–240

ДК 621.771.23

Кэлуцою И.: **Изменение удельного расхода стали на толстолистовом стане**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 241–244

ДК 621.745.58 : 66.096.5

Опря Ф.: **Связь между некоторыми свойствами шлаков полученных при плавке в суспенсии, и возможностью сокращения потерь металла**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 245–249

ДК 662.74 : 699.871

Барбу И., Фалк Е. и *Гога Паула:* **Предупреждение загрязнения воздуха в коксовальных заводах путем сухого гашения кокса**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 250–253

ДК 697.3

Дрэгич Н.: **Гидравлическая устойчивость водопроводных, паропроводных, воздухонапорных и газопроводных сетей**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 254–256

ДК 669.15–194.55

Штефэнеску Д. М. и *Болинтиняну Г.:* **Высоколегированные мартенситно-стареющие высокопрочные стали**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 257–261

ДК 669.248.7

Грюнвалд Е.: **Контроль никелирования при помощи ячейки Гулла**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 262–265

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.6 : 622.782

Micula O. : **Variation der Gleichvertigkeitskoeffizienten für feste Brennstoffe, in Abhängigkeit von ihrer Teilnahme in der Erzsinterbeschickung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 205–210

DK 662.6

Forizs Şt. : **Berücksichtigungen betreffs Schwefelverteilung in „Valea Jiului" — Kohlen und in dem aus ihnen erzeugtem Kokse.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 211–216

DK 669.14.018.8 : 621.794.4

Cuida O. und *Giotta Celesta* : **Erforschungen über Abbeizen von nichtrostenden Stählen in sauren Lösungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 217–224

DK 621.774.2 : 539.4/.5

Ivanoff Gh. und *Petrescu C.* : **Variation der mechanischen Eigenschaften von schraubgeschweissten Röhren in Abhängigkeit von der Zusammenfügungsgeometrie.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 225–228

DK 669.15'24'26–194 : 669.112.227.3 (084.21)

Aloman A. : **Isothermale Austenitumwandlung in einem Chrom-Nickel Einsatzstahl.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 229–233

DK 669.3 : 621.315.5

Cruceru C. : **Einfluss der Bieg- und Spannungsbeanspruchungen in der Verarbeitung von elektrotechnischen Kupfer für Kabel und elektrische Leitungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 234–237

DK 669.248.7

Tiruță E. : **Bestimmung des Furfurolgehaltes in Elektrolyten für Glanzvernickelung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 238–240

DK 621.771.23

Căluțoiu I. : **Variation des spezifischen Eisenverbrauches im Grobblechwalzwerk.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 241–244

DK 621.745.58 : 66.096.5

Oprea Fl. : **Wechselbeziehungen einiger Eigenschaften der Schwebeschmelzschlacken und Möglichkeiten der Metallverlust Verminderung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 245–249

DK 662.74 : 699.871

Barbu I., Falk E. und *Goga Paula* : **Vermeidung der Luftverunreinigung in Kokerein durch Trockenlöschen des Kokses.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 250–253

DK 697.3

Drăghici N. : **Hydraulische Stabilität der industriellen Wasser-, Dampf-, Pressluft- und Gasleitungsnetze.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4. p. 254–256

DK 669.15–194.55

Ştefănescu D. M. und *Bolintineanu Gh.* : **Widerstandsfähige, hochlegierte „Maraging" — Stähle.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 257–261

DK 669.248.7

Grűnwald E. : **Überprüfung der Glanzvernickelung mit Hull-Zellen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 262–265

CONTENTS

DC 626.6 : 622.782

Micula O. : **Variation of equivalation index for solid fuels as against their share in the ore sintering charge.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 205–210

DC 662.6

Forizs Şt. : **Considerations regarding sulphur distribution in „Valea Jiului" — coal and in resulting coke.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 211–216

DC 669.14.018.8 : 621.794.4

Cuida O. and *Giotta Celesta* : **Investigations regarding stainless steel pickling in acid solutions.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 217–224

DC 621.774.2 : 539.4/.5

Ivanoff Gh. and *Petrescu C.* : **Variation of mechanical characteristies with joint configuration in helicoidally welded tubes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 225–228

DC 669.15'24'26–194 : 669.112.227.3 (084.21)

Aloman A. : **Isothermal transformation of austenite in a Cr–Ni cementation steel.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 229–233

DC 669.3 : 621.315.5

Cruceru C. : **Influence of bending and tension stresses during processing of electrotechnical copper for electric cables and conductors.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 234–237

DC 669.248.7

Tiruţă E. : **Control of furfural concentration in bright lustre nickel plating electrolytes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 238–240

DC 621.771.23

Căluţoiu I. : **Variation of specific metal consumption in plate mills.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 241–244

DC 621.745.58 : 66.096.5

Oprea Fl. : **Correlation between some properties of suspension melting slags and possibilities of metal loss decrease.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 245–249

DC 662.74 : 699.871

Barbu I., Falk E. and *Goga Paula* : **Avoiding air pollution in coking plants by dry coke cooling.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 250–253

DC 697.3

Drăghici N. : **Hydraulic stability of water-, steam-, compressed-air-and gas-supply systems.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 254–256

DC 669.15–194.55

Ştefănescu D. M. and *Bolintineanu Gh.* : **High-resistance high-alloy steels of the „maraging" — type.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 257–261

DC 669.248.7

Grünwald E. : **Control of bright lustre nickel plating with Hull cells.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 4, p. 262–265

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 4
APRILIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Variaţia indicilor de echivalare a combustibililor solizi în raport cu participarea lor în şarjă, la aglomerarea minereurilor

Ing. O. MICULA
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 662.6 : 622.782

LA VARIATION DES INDICES D'ÉQUIVALENCE DES COMBUSTIBLES SOLIDES PAR RAPPORT À LEUR PARTICIPATION À LA CHARGE LORS DE L'AGGLOMÉRATION DES MINÉRAIS

Le remplacement du coke gailleteux classique par d'autres combustibles solides lors de l'agglomération des minérais détermine la modification de la consommation spécifique de carbone fixe; l'utilisation du coke de fluidisation met en évidence un indice d'équivalence sur-unitaire dont la valeur augmente avec la cote de la participation.

On examine l'influence de la répartition non-uniforme du coke de fluidisation sur les bandes d'agglomération, sur la consommation totale de combustible, et on présente la méthode d'optimisation de la répartition dans certaines conditions limitatives données.

VARIATION OF EQUIVALATION INDEX FOR SOLID FUELS AS AGAINST THEIR SHARE IN THE ORE SINTERING CHARGE

The paper emphasizes, based on performed investigations, that substitution of standard small coke by other solid fuels in ore sintering induces a modification in specific fixed carbon consumption; utilization of fluidization coke leads to an equivalation index greater than unit, whose value increases with participation quota.

Influence of uneven distribution of fluidization coke over the sintering band on total fuel consumption is analysed and a optimization methodology for distribution is indicated, under certain limiting conditions.

În literatura de specialitate se arată că, la aglomerarea minereurilor, se pot utiliza orice combustibili solizi cu maximum 10% materii volatile şi că indicele de consum specific — socotit în carbon fix — este acelaşi la toate sorturile.

Experimentările sistematice efectuate în România atît în laborator, cît şi pe benzile de aglomerare, au pus în evidenţă o diferenţiere a consumului specific de carbon fix aferent diverşilor combustibili utilizaţi, mai ales în cazul unor diferenţe mai importante la anumite caracteristici fizico-chimice, ca structura granulometrică şi reactivitatea.

Urmărindu-se stabilirea unor indici de echivalare a consumurilor în raport cu cocsul mărunt clasic, considerat combustibil de referinţă, fenomenul de diferenţiere menţionat s-a manifestat mai pregnant la cocsul de fluidizare, prezentînd totodată o accentuare pe măsura creşterii proporţiei de utilizare a acestui combustibil. De aceea, pentru analizarea problemei din titlul prezentei lucrări, se va face referire numai la indicele de echivalare a cocsului de fluidizare faţă de cocsul mărunt clasic, concluziile fiind valabile — din punct de vedere calitativ — şi pentru alţi combustibili.

Prin prelucrarea statistico-matematică a rezultatelor experimentale înregistrate la fabrica de aglomerare de la Combinatul siderurgic — Reşiţa, pentru diferite proporţii de înlocuire a cocsului de referinţă cu cocs de fluidizare, s-a

stabilit următoarea expresie a indicelui de echivalare la carbon fix :

$$i = 1 + 0{,}8\frac{Q}{C} - 0{,}2\left(\frac{Q}{C}\right)^2 = \left(1+\frac{Q}{C}\right)\left(1-0{,}2\cdot\frac{Q}{C}\right), \quad (1)$$

unde : C este consumul total de carbon fix în cazul utilizării exclusive a cocsului de referinţă ;

Q — cantitatea de carbon fix de referinţă, înlocuită cu cocs de fluidizare ;

$\frac{Q}{C}$ — cota de înlocuire a carbonului fix de referinţă ;

i — indicele de echivalare a carbonului fix din cocsul de fluidizare.

Ca urmare, pentru înlocuirea cantităţii Q de carbon fix de referinţă se consumă o cantitate iQ de carbon fix din cocsul de fluidizare.

Pentru cote de înlocuire $\frac{Q}{C}$ care nu depăşesc valoarea de 0,5 se poate folosi o expresie simplificată :

$$i = 1 + 0{,}75\frac{Q}{C} \quad (2)$$

Valoarea numerică a indicelui de echivalare este prezentată în tabela 1.

Tabela 1

Expresia i	Cota de înlocuire, $\frac{Q}{C}$						
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,8	1,0
$i = 1 + 0{,}8\frac{Q}{C} - 0{,}2\left(\frac{Q}{C}\right)^2$	1,078	1,152	1,222	1,288	1,350	1,512	1,600
$i = 1 + 0{,}75\frac{Q}{C}$	1,075	1,150	1,225	1,300	1,375	—	—

Folosirea directă a indicelui de echivalare prezentat în balanţele anuale de combustibili pentru aglomerarea minereurilor, în scopul stabilirii corespondenţei dintre cocsul de fluidizare prevăzut în resurse şi cocsul de referinţă înlocuit, este corectă numai în cazul adoptării aceleiaşi cote de înlocuire la toate benzile de aglomerare şi a menţinerii ei constante pe întreaga perioadă.

O repartiţie neuniformă a cotei de înlocuire fie pe diferitele benzi în funcţiune, fie pe diferitele intervale de timp ale perioadei, implică un număr de regimuri de funcţionare, respectiv de valori distincte ale indicelui de echivalare, determinînd pe ansamblu o modificare a consumului de cocs de fluidizare, faţă de cazul unei repartiţii riguros uniforme.

Considerînd C necesarul anual de carbon fix de referinţă şi Q deficitul de carbon fix care urmează a fi acoperit cu cocs de fluidizare, se admite existenţa a n regimuri distincte reprezentate prin componentele $C_1, C_2 \ldots C_n$, respectiv $Q_1, Q_2 \ldots Q_n$, astfel încît :

$$\Sigma C_i = C ; \Sigma Q_i = Q$$

$$\frac{Q_1}{C_1} \neq \frac{Q_2}{C_2} \neq \ldots \neq \frac{Q_n}{C_n} \neq \frac{Q}{C}$$

Se notează :

$$C_i = K_i C \text{ şi } \frac{Q_i}{C_i} = \alpha_i \cdot \frac{Q}{C}$$

şi se observă că :

$$\Sigma K_i = 1 ; Q_i = \alpha_i \cdot K_i \cdot Q ; \Sigma K_i \alpha_i = 1 ;$$

$$\Sigma K_i \cdot (\alpha_i - 1) = 0 \quad (3)$$

Adoptînd, pentru început, expresia simplificată (2) a indicelui de echivalare, acesta va avea pentru fiecare componentă o anumită valoare :

$$i_i = 1 + 0{,}75 \cdot \frac{Q_i}{C_i}$$

Indicele mediu ponderat, pe ansamblu, va fi :

$$i_m = \frac{\Sigma i_i \cdot Q_i}{Q} = 1 + \frac{0{,}75}{Q}\Sigma\frac{Q_i^2}{C_i}$$

sau

$$i_m = 1 + 0{,}75 \cdot \frac{Q}{C}\Sigma K_i \alpha_i^2$$

Faţă de cazul unei repartiţii uniforme a întregii cote de înlocuire, se stabileşte o diferenţă :

$$\Delta i = i_m - i = 0{,}75 \cdot \frac{Q}{C}[\Sigma K_i \alpha_i^2 - 1] \quad (4)$$

Făcînd uz de relaţiile (3), se deduce succesiv :

$$\Delta i = 0{,}75\frac{Q}{C}[\Sigma K_i \alpha_i^2 - \Sigma K_i \alpha_i]$$

$$\Delta i = 0{,}75\frac{Q}{C}[\Sigma K_i \alpha_i(\alpha_i - 1) - \Sigma K_i(\alpha_i - 1)] \quad (5)$$

$$\Delta i = 0{,}75\frac{Q}{C}\Sigma K_i \cdot (\alpha_i - 1)^2$$

Se constată că expresia (5) este pozitivă, cu alte cuvinte repartizarea neuniformă duce la o creştere a indicelui mediu de echivalare, respectiv a consumului de cocs de fluidizare ; creşterea Δi variază direct cu cota medie de

înlocuire $\frac{Q}{C}$ și cu gradul de neuniformitate, reprezentat prin diferențele $(\alpha_i - 1)$.

Creșterea procentuală a indicelui de echivalare este:

$$\frac{\Delta i}{i} 100 = \frac{75 \frac{Q}{C} \Sigma K_i \cdot (\alpha_i - 1)^2}{1 + 0{,}75 \frac{Q}{C}} \% \qquad (6)$$

Urmărind aceeași metodă de calcul, dar plecînd de la expresia mai exactă (1) a indicelui de echivalare, relațiile (4), (5) și (6) devin:

$$\Delta i = 0{,}8 \frac{Q}{C} [\Sigma K_i \alpha_i^2 - 1] - 0{,}2 \frac{Q^2}{C^2} [\Sigma K_i \alpha_1^3 - 1] \qquad (7)$$

$$\Delta i = 0{,}2 \frac{Q}{C} \left[\Sigma K_i (\alpha_i - 1)^2\right] \left(4 - 2 \cdot \frac{Q}{C} - \frac{Q}{C} \cdot \alpha_i\right) \qquad (8)$$

$$\frac{\Delta i}{i} 100 = \frac{20 \frac{Q}{C} \left[\Sigma K_i (\alpha_i - 1)^2\right] \left(4 - 2 \cdot \frac{Q}{C} - \frac{Q}{C} \alpha_i\right)}{\left(1 + \frac{Q}{C}\right) \left(1 - 0{,}2 \frac{Q}{C}\right)} \% \qquad (9)$$

Se constată ușor că toți termenii relației (8) sînt pozitivi, întrucît $\frac{Q}{C} < 1$ iar $\alpha_i \frac{Q}{C} = \frac{Q_i}{C_i} \leqslant 1$, ceea ce duce la concluzia stabilită anterior privind creșterea indicelui mediu de echivalare la repartizarea neuniformă a cotei de înlocuire.

Pentru a stabili unele reguli mai concrete, care să permită limitarea consumului de cocs de fluidizare, în cazul în care nu este posibilă asigurarea unui regim de funcționare uniform pe toate benzile de aglomerare și pe întreaga perioadă, este necesară o analiză mai amănunțită a problemei.

Se observă, mai întîi, că relațiile (3) impun neapărat ca o parte din coeficienții α_i (cel puțin unul), să fie supraunitari, iar cealaltă parte (de asemenea, cel puțin unul) să fie subunitari.

În al doilea rînd, prin modificarea unui coeficient oarecare α_i cu o cantitate foarte mică $\Delta\alpha_i$, termenul corespunzător din expresiile (5), respectiv (8), se modifică cu:

circa $0{,}75 \frac{Q}{C} 2 K_i \Delta\alpha_i (\alpha_i - 1)$,

respectiv circa $0{,}2 \frac{Q}{C} 2 K_i \Delta\alpha_i (\alpha_i - 1) \cdot$

$$\cdot \left(4 - 1{,}5 \cdot \frac{Q}{C} - 1{,}5 \frac{Q}{C} \alpha_i\right) \cdot$$

Din ambele expresii de mai sus rezultă că, pentru o anumită variație a lui $K_i \Delta\alpha_i$, corespunde o variație a lui Δi cu atît mai mică, cu cît diferența $(\alpha_i - 1)$ este mai mică.

Pornind de la aceste constatări se presupune că cele n regimuri distincte (componente) sînt caracterizate astfel:

— un număr de p componente au coeficienții α supraunitari și variabili pînă la o limită inferioară: α'_1; α'_2 ..... α'_p; se consideră succesiunea aranjată în ordine descrescătoare, α'_p fiind coeficientul cel mai apropiat de unitate;

— un număr de $(m - p)$ componente cu coeficienții α subunitari și variabili pînă la o limită superioară: $\alpha'_{(p+1)}$; $\alpha'_{(p+2)}$ ..... α'_m; succesiunea lor este, în continuare, descrescătoare, $\alpha'_{(p+1)}$ fiind cel mai apropiat de unitate;

— restul de $(m - n)$ componente au coeficienții α_i invariabili.

În aceste condiții se pune problema determinării valorilor pentru coeficienții α_1, $\alpha_2 \ldots \alpha_m$ astfel încît să se realizeze o programare optimă, respectiv un Δi minim.

Făcînd, pentru moment, abstracție de relația $\Sigma K_i \alpha_i = 1$ și ținînd seamă numai de domeniul de variație a coeficienților, valoarea limită — inferioară — a expresiei Δi s-ar obține în cazul diferențelor minime $(\alpha_i - 1)$, respectiv la valorile limită ale coeficienților α_i (valori minime pentru cei supraunitari și valori maxime pentru cei subunitari); în cazul acesta însă:

$$\sum_{i=1}^{i=p} K_i \alpha'_i + \sum_{i=p+1}^{i=m} K_i \alpha'_i + \sum_{i=m+1}^{i=n} K_i \alpha_i \neq 1$$

Restabilirea egalității impune adăugarea sau scăderea unei mărimi $K_x \Delta\alpha_x$, care urmează a fi repartizată pe componentele cu coeficienți variabili $K_i \alpha'_i$, astfel încît creșterea lui Δi să fie minimă.

Presupunînd $K_x \Delta\alpha_x > 0$, înseamnă că această diferență trebuie preluată de componente ale căror coeficienți α'_i sînt la limita inferioară, respectiv au valori supraunitare; repartizarea se va face prin majorarea succesivă a coeficienților α'_p, α'_{p-1}, α'_{p-2} ... astfel ca de fiecare dată diferența $|\alpha'_i - 1|$ să fie cea mai mică.

În cazul în care $K_x \Delta\alpha_x < K_p (\alpha'_{p-1} - \alpha'_p)$ se majorează numai α'_p, devenind:

$$\alpha'_p + \frac{K_x \Delta\alpha_x}{K_p}$$

În cazul în care $K_x \Delta\alpha_x > K_p [\alpha_{p-1} - \alpha_p]$ se aduce α'_p la nivelul lui α'_{p-1}, iar diferența: $K_x \Delta\alpha_x - K_p [\alpha'_{p-1} - \alpha'_p]$ se repartizează asupra ambelor componente, cu condiția să fie mai mică decît: $(K_p + K_{p-1}) (\alpha'_{p-2} - \alpha'_{p-1})$;

astfel primele două componente vor avea coeficienţi egali, şi anume :

$$\alpha''_p = \alpha''_{p-1} = \alpha'_{p-1} + \frac{K_x \Delta \alpha_x - K_p (\alpha'_{p-1} - \alpha'_p)}{K_p + K_{p-1}}$$

Dacă a doua transformare nu epuizează mărimea $K_x \Delta\alpha_x$ se continuă operaţia, trecîndu-se la componenta următoare ş.a.m.d.

În ipoteza $K_x \Delta\alpha_x < 0$ se aplică în acelaşi mod corecţii, de data aceasta în sens descrescător, coeficienţilor subunitari, începînd cu α_{p+1}.

Spre exemplificare se prezintă următoarea aplicaţie :

$$K_1 = 0{,}15 \quad K_2 = 0{,}20 \quad K_3 = 0{,}25$$
$$K_4 = 0{,}10 \quad K_5 = 0{,}30$$
$$\alpha'_1 = 1{,}6 \quad \alpha'_2 = 1{,}2 \quad \alpha'_3 = 0{,}8$$
$$\alpha'_4 = 0{,}4 \quad \alpha'_5 = 0{,}5$$

unde coeficienţii α'_1 şi α'_2 reprezintă limite inferioare, α'_3 şi α'_4 limite superioare, iar α'_5, valoare fixă.

Luînd coeficienţii variabili la valorile limită se obţine :

$$\sum_{i=1}^{i=5} K_i \alpha_i = 0{,}87$$

rezultă deci : $K_x \Delta \alpha_x = + 0{,}13$.

Întrucît $K_x \Delta\alpha_x - K_2 (\alpha'_1 - \alpha'_2) = 0{,}05$ această diferenţă se repartizează pe ambele componente, care vor avea coeficientul :

$$\alpha''_2 = \alpha''_1 = 1{,}6 + \frac{0{,}05}{0{,}15 + 0{,}20} = 1{,}743$$

Admiţînd $\frac{Q}{C} = 0{,}2$ rezultă, potrivit relaţiei (8) :

$$\Delta i = 0{,}2 \times 0{,}2\,[0{,}35 \times 0{,}743^2 \times (3{,}6 - 0{,}2 \times 1{,}743) + 0{,}25 \times 0{,}2^2 (3{,}6 - 0{,}2 \times 0{,}8) + 0{,}1 \times 0{,}6^2 (3{,}6 - 0{,}2 \times 0{,}4) + 0{,}3 \times 0{,}5^2 (3{,}6 - 0{,}2 \times 0{,}5)]$$
$$\Delta i = 0{,}042,$$

iar creşterea relativă faţă de cazul unei repartiţii uniforme :

$$\frac{\Delta i}{i} 100 = \frac{4{,}2}{1{,}2 \times 0{,}96} = 3{,}65\%$$

Făcînd calculele după relaţiile simplificate (5) şi (6), se obţine :

$$\Delta i = 0{,}047 \text{ şi } \frac{\Delta i}{i} 100 = 4{,}1\%$$

Astfel, datorită neuniformităţii, indicele de echivalare creşte de la $i = 1{,}152$ la $i_m = 1{,}194$, respectiv de la $i = 1{,}15$ la $i_m = 1{,}87$.

În cazul în care, pentru coeficienţii α variabili se admit două limite, una inferioară şi una superioară, calculul de optimizare este puţin mai complicat, dar se bazează pe aceeaşi metodologie ; avînd grijă să nu se depăşească limitele către care se fac corecţiile, în general este de aşteptat ca diferenţa $K_x \Delta\alpha_x$ să se repartizeze pe mai multe componente decît în alternativa analizată mai sus.

Bineînţeles că asemenea calcule cu un număr mare de componente se pot realiza rapid prin metodele de programare liniară, cu folosirea maşinilor electronice de calcul.

În cele arătate în prezentul articol s-a pornit de la premisa înlocuirii unei anumite cote Q de cocs de referinţă şi s-a stabilit modul de calcul al indicelui de echivalare, respectiv al consumului corespunzător de cocs de fluidizare, în diferite condiţii de repartiţie pe benzile de aglomerare sau pe intervale de timp.

Problema se poate pune însă, de multe ori, invers, adică pornind de la o anumită cantitate de cocs de fluidizare F, să se stabilească cantitatea de cocs de referinţă Q înlocuită, în diferite condiţii de repartiţie.

Folosind aceleaşi notaţii şi ţinînd seamă de relaţia : $iQ = F$, se poate scrie, în cazul formulei simplificate :

$$\left(1 + 0{,}75 \frac{Q}{C}\right) \frac{Q}{C} = \frac{F}{C},$$

de unde : $$\frac{Q}{C} = \frac{-1 + \sqrt{1 + 3\frac{F}{C}}}{1{,}5}$$

În cazul formulei mai exacte se obţine o ecuaţia de gradul 3, şi anume :

$$\frac{Q}{C}\left(1 + \frac{Q}{C}\right)\left(1 - 0{,}2 \frac{Q}{C}\right) = \frac{F}{C}.$$

În mod practic, avînd în vedere intervalul redus de variaţie :

$$0 \leqslant \frac{Q}{C} \leqslant 1 \text{ şi } 0 \leqslant \frac{F}{C} \leqslant 1{,}6$$

se recomandă folosirea uneia din tabelele de transformare 2 şi 3 şi a calculului de interpolare.

Tabela 2

$\frac{Q}{C}$	$\frac{F}{C}$
0,05	0,052
0,10	0,108
0,15	0,167
0,20	0,230
0,25	0,297
0,30	0,367
0,35	0,439
0,40	0,515
0,50	0,675
0,60	0,845
0,70	1,023
0,80	1,210
0,90	1,402
1,00	1,600

Tabela 3

$\frac{F}{C}$	$\frac{Q}{C}$
0,05	0,048
0,10	0,093
0,15	0,136
0,20	0,176
0,25	0,215
0,30	0,252
0,40	0,323
0,50	0,390
0,60	0,453
0,70	0,515
0,80	0,573
1,00	0,687
1,30	0,847
1,60	1,000

Datorită variației indicelui de echivalare în raport cu cota de participare $\left(\frac{F}{C}, \text{ respectiv } \frac{Q}{C}\right)$, în cazul de față repartizarea neuniformă a cocsului de fluidizare duce la micșorarea cantității de cocs de referință înlocuit.

În intervalul de variație a coeficienților care exprimă gradul de neuniformitate a repartiției pe benzi de aglomerare și intervale de timp se poate găsi soluția optimă, respectiv valoarea maximă pentru $Q = \Sigma Q_i$, folosind concluziile și metodologia de calcul stabilite anterior, pe cale matematică.

Spre exemplificare se prezintă următoarea aplicație:

— cocs de referință necesar: $C = 400$ mii t carbon fix;

— cocs de fluidizare disponibil: $F = 100$ mii t carbon fix.

Potrivit tabelelor 2 și 3, pentru $\frac{F}{C} = \frac{100}{400} = 0{,}25$ corespunde $\frac{Q}{C} = 0{,}215$; rezultă $Q = 86$ mii t, reprezentînd cantitatea maximă de cocs de referință înlocuită de cocsul de fluidizare, în cazul unei repartiții riguros uniforme.

Considerînd trei benzi de aglomerare, din care una cu regim constant, iar celelalte cu cîte două regimuri de funcționare, rezultă cinci componente distincte, cărora se admite că le corespunde următorul necesar de cocs de referință (în mii t):

$$C_1 = 40;\ C_2 = 80;\ C_3 = 60;$$
$$C_4 = 120;\ C_5 = 100$$

Adoptînd o ipoteză de repartiție a cocsului de fluidizare în funcție de unele considerente de aprovizionare — transport, și anume:

$$F_1 = 28;\ F_2 = 36;\ F_3 = 18;$$
$$F_4 = 12;\ F_5 = 6$$

rezultă următoarele participații:

$$\frac{F_1}{C_1} = 0{,}70,\ \frac{F_2}{C_2} = 0{,}45;\ \frac{F_3}{C_3} = 0{,}30;$$
$$\frac{F_4}{C_4} = 0{,}10;\ \frac{F_5}{C_5} = 0{,}06$$

$$\frac{Q_1}{C_1} = 0{,}515;\ \frac{Q_2}{C_2} = 0{,}357;\ \frac{Q_3}{C_3} = 0{,}252;$$
$$\frac{Q_4}{C_4} = 0{,}093;\ \frac{Q_5}{C_5} = 0{,}058.$$

De asemenea:

$$Q_1 = 20{,}60;\ Q_2 = 28{,}56;\ Q_3 = 15{,}12;$$
$$Q_4 = 11{,}16;\ Q_5 = 5{,}80$$

iar $\Sigma Q_i = 81{,}24$ mii t, respectiv cu circa 5,5% mai puțin decît în cazul unei repartiții uniforme.

Față de cota medie de participare $\frac{Q}{C} = 0{,}215$ se constată că trei componente au participații mai mari (coeficienți α supraunitari) iar două componente mai mici (coeficienți α subunitari).

Impunînd, pentru primele trei componente, limitele inferioare:

$$\frac{Q'_1}{C_1} = 0{,}40;\ \frac{Q'_2}{C_2} = 0{,}28;\ \frac{Q'_3}{C_3} = 0{,}23$$

iar pentru celelalte două componente, limitele superioare:

$$\frac{Q'_4}{C_4} = 0{,}12;\ \frac{Q'_5}{C_5} = 0{,}08$$

înseamnă că acest ansamblu de valori reprezintă gradul minim de neuniformitate realizabil, la care corespunde: $\Sigma Q'_i = 74{,}6$ mii t.

Prin transformare se obține:

$$\frac{F'_1}{C_1} = 0{,}515;\ \frac{F'_2}{C_2} = 0{,}339;\ \frac{F'_3}{C_3} = 0{,}270;$$
$$\frac{F'_4}{C_4} = 0{,}131;\ \frac{F'_5}{C_5} = 0{,}085$$

de unde rezultă:

$$F'_1 = 20{,}60;\ F'_2 = 27{,}12;\ F'_3 = 16{,}20;$$
$$F'_4 = 15{,}72;\ F'_5 = 8{,}50 \text{ și } \Sigma F'_i = 88{,}14 \text{ mii t.}$$

Diferența pînă la 100 mii t, respectiv 11,86 mii t, urmează a se repartiza, potrivit criteriilor de optimizare stabilite și condițiilor date, pe componentele luate mai sus la limita inferioară a participației, începînd cu cea mai apropiată de valoarea medie $\frac{Q}{C} = 0{,}215$, respectiv cu componenta nr. 3.

Se observă că creșterea participației acestei componente pînă la nivelul celei următoare implică un adaos de cocs de fluidizare de: $(0{,}339 - 0{,}270)\ 60 = 4{,}14$ mii t; rezultă că diferența de $11{,}86 - 4{,}14 = 7{,}72$ mii t se va repartiza pe componentele nr. 3 și nr. 2 luate laolaltă, participația lor ajungînd la:

$$\frac{F'_3 + 4{,}14 + F'_2 + 7{,}72}{C_3 + C_2} = 0{,}394$$

(dacă s-ar fi depășit nivelul de 0,515 al componentei nr. 1, repartiția diferenței de 11,86 mii t ar fi trebuit să se facă pe toate trei componentele).

Situaţia definitivă se prezintă deci astfel:

$$\frac{F_1''}{C_1} = 0{,}515\,;\quad \frac{F_2''}{C_2} = 0{,}394\,;\quad \frac{F_3''}{C_3} = 0{,}394\,;$$

$$\frac{F_4''}{C_4} = 0{,}131\,;\quad \frac{F_5''}{C_5} = 0{,}085$$

$$\frac{Q_1''}{C_1} = 0{,}40\,;\quad \frac{Q_2''}{C_2} = 0{,}319\,;\quad \frac{Q_3''}{C_3} = 0{,}319\,;$$

$$\frac{Q_4''}{C_4} = 0{,}12\,;\quad \frac{Q_5''}{C_5} = 0{,}08$$

$Q_1'' = 16{,}00$; $Q_2'' = 25{,}52$; $Q_3'' = 19{,}14$; $Q_4'' = 14{,}40$; $Q_5'' = 8{,}00$ şi $\Sigma Q_1'' = 83{,}06$ mii t, deci cu circa 3,4% mai puţin faţă de cazul unei repartiţii riguros uniforme pe toate componentele.

Valorile indicatorilor de echivalare, în diferitele situaţii considerate, sînt:

— la repartizarea uniformă:

$$i = \frac{F}{Q} = \frac{100}{86} = 1{,}162\,;$$

— la repartizarea iniţială:

$$i_m = \frac{F}{\Sigma Q_i} = \frac{100}{81{,}24} = 1{,}230\,;$$

— la repartizarea pe participaţii limită:

$$i_m' = \frac{\Sigma F_1'}{\Sigma Q_i} = \frac{88{,}14}{74{,}60} = 1{,}18\,;$$

— la repartizarea definitivă:

$$i_m'' = \frac{\Sigma F''}{\Sigma Q_i''} = \frac{100}{83{,}06} = 1{,}204.$$

În cazul în care ar fi rezultat, la valorile limită ale participaţiilor, o cantitate de cocs de fluidizare superioară resurselor (> 100 mii t), operaţia de redistribuire a diferenţei s-ar fi făcut prin scăderea participaţiilor la componentele cu limită superioară, începînd cu componenta nr. 4.

Se observă, în sfîrşit, că la aplicaţia prezentată nu s-au mai folosit coeficienţii α, ci de-a dreptul rapoartele $\frac{Q_i}{C_i}$, respectiv $\frac{F_i}{C_i}$, ceea ce însă reprezintă în fond acelaşi lucru, permiţînd totodată o simplificare a prezentării calculelor.

Din expunerea prezentată se desprind următoarele concluzii mai importante:

— Combustibilii solizi, utilizaţi la aglomerarea minereurilor pentru înlocuirea parţială a cocsului mărunt clasic, prezintă indici de echivalare a consumului, la carbon fix, variabili cu cota lor de participare; în cazul cocsului de fluidizare, variaţia respectivă are loc în sens crescător şi este destul de accentuată.

— Datorită aspectului arătat, consumul pe ansamblu al combustibilului de înlocuire, corespunzător unei anumite cantităţi de cocs de referinţă, respectiv indicele de echivalare mediu ponderat, se modifică în funcţie de modul de repartiţie a acestui combustibil pe benzile de aglomerare şi pe intervalele de timp ale perioadei considerate; în cazul combustibililor al căror indice de echivalare creşte cu cota de participare (de ex. cocsul de fluidizare), consumul minim, respectiv indicele optim de echivalare, se obţine la o repartiţie riguros uniformă pe benzi şi constantă în timp, iar funcţionarea cu participaţii diferite este cu atît mai dezavantajoasă, cu cît gradul de neuniformitate este mai accentuat.

— În situaţiile concrete care nu permit asigurarea unei distribuţii uniforme, este necesar să se limiteze creşterea exagerată a consumului, prin stabilirea unor cote de participare adecvate, în anumite limite considerate ca admisibile; în acest sens au fost prezentate criteriile şi metodologia calculului de optimizare.

Considerații privind repartizarea sulfului în cărbunii din Valea Jiului și în cocsul obținut pe baza acestor cărbuni*

Ing. ȘT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 662.6

CONSIDÉRATIONS SUR LA RÉPARTITION DU SOUFRE DANS LES CHARBONS DE VALEA JIULUI ET DANS LE COKE OBTENU SUR LA BASE DE CES CHARBONS

Les recherches exécutées dans les conditions de la technique actuelle du lavage des charbons et de la fabrication du coke, en employant les houilles L.U.V. et le demi-coke PAL, ont démontré qu'un comportement différent du mouvement du soufre peut survenir dans le processus de cokéfaction. On constate que la diminution de la teneur en soufre dans le coke devient possible en général par l'introduction des additions à soufre réduit dans la charge de cokéfaction, et par l'augmentation de la température du cokefaction.

En tenant compte des matériaux réunis et en faisant usage de la courbe de variation du coefficient de rétention du coke en fonction de la participation des charbons L.U.V. dans la charge, il est possible d'estimer la teneur en soufre des cokes obtenus avec les charges ayant des proportions déterminées de charbons L.U.V.

On précise les moyens de réduction du coefficient de rétention du soufre pour les cokeries existantes et pour celles que l'on va établir.

CONSIDERATIONS REGARDING SULPHUR DISTRIBUTION IN „VALEA JIULUI" – COAL AND IN RESULTING COKE

Investigations performed under actual coal-washing and coking technics, utilizing L.U.V. pitcoal and P.S.L. semicoke, emphasized the possibility of various ways for sulphur migration during coking. It was established that a general lowering of sulphur content in coke is possible by introducing low-sulphur addings in the coking charge. and by rising of coking temperature.

Based on stored information and utilizing the sulphur retention coefficient curve plotted against L.U.V. coal participation in the charge, sulphur content of coke obtained from charges with certain L.U.V. coal ratio might be estimated.

Means of lowering sulphur retention coefficient in the case of actual coking plants, as well as for new ones, are presented.

Una din caracteristicile mult discutate ale cocsului metalurgic este conținutul de sulf, care a fost considerat multă vreme un factor dependent numai de sectorul minier [1]. Variația în timp a conținutului de sulf în cocsul C.S.H., redată în figura 1, indică tendința generală de reducere a acestuia la circa 2%, apropiindu-se de conținutul de sulf din unele cocsuri străine. Această prezentare a variației conținutului de sulf în cocs nu reprezintă complexitatea problemelor teoretice și practice care au determinat această reducere. Cercetările efectuate în perioada 1952—1966, privind calitatea și comportarea la prelucrarea termochimică a cărbunilor din Valea Jiului, permit să se facă unele observații privind repartizarea sulfului în cărbuni și influența sa asupra conținutului de sulf în cocs.

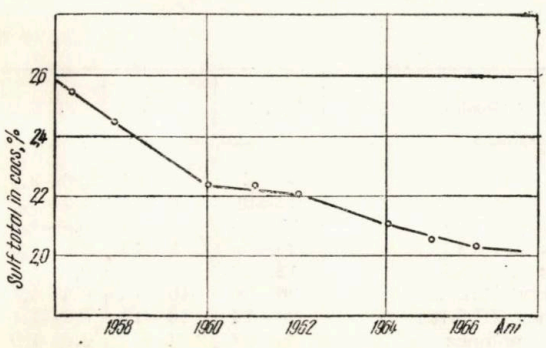


Fig. 1. Variația în timp a conținutului de sulf.

Sulful în materia primă pentru cocs

Din studiile efectuate asupra cărbunilor din Valea Jiului [2]—[5] s-au constatat următoarele :

— Conținutul de sulf total în cărbunii din Valea Jiului este în medie de 2,5—3,5%, din care 60—70% sulf piritic și 30—40% sulf organic. Sulful sub formă de sulfat apare sub 0,1%, iar sulful elementar, urme. Legătura

* Lucrarea prezentată la sesiunea a III-a de comunicări tehnico-economice a Combinatului siderurgic – Hunedoara 1966.

sulfului organic cu masa cărbunoasă creşte în cărbunii din zăcămînt de la est la vest.

— Conţinutul de sulf total variază în funcţie de conţinutul de substanţe minerale din cărbuni. Această variaţie este redată în figura 2; se observă concentrarea de sulf în domeniul de

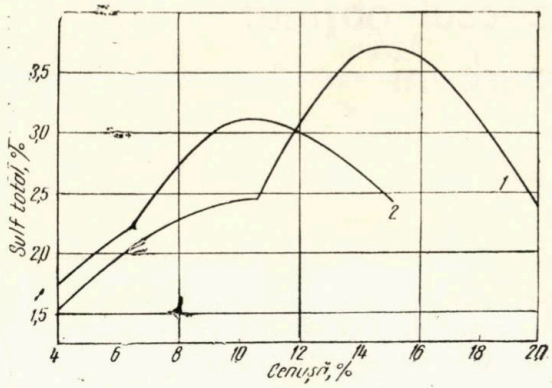


Fig. 2. Variaţia conţinutului de sulf în funcţie de conţinutul de cenuşă:
1 — cărbuni PAL V_{4-8}; *2* — cărbuni L.U.V. V_{1-3}.

8—12% cenuşă la cărbunii L.U.V. şi de 12—16% cenuşă în cazul cărbunilor P.A.L. (estul bazinului).

— Această repartizare specifică a sulfului în cărbunii din Valea Jiului se accentuează la spălarea fracţionată în lichide grele şi se datorează sulfului piritic.

— Concentrarea piritei singenetice, de granulaţie fină şi foarte fină (reprezentînd 70—75% din pirita totală), are loc în urma dispersării uniforme a acesteia în masa cărbunoasă şi afectează „fracţiile tehnologice". Această pirită, datorită contactului intim (crescînd de la est la vest) cu masa vitritică, se va comporta la prelucrarea pirogenetică oarecum asemănător cu sulful organic.

— Pirita cu dimensiuni mari (25—30% din pirita totală) se elimină la spălare împreună cu sterilul.

— Cercetările efectuate au arătat că, pe baza analizei petrografice, cărbunii din Valea Jiului pot fi consideraţi „concentrate vitritice" cu toate consecinţele ce decurg din acesta. Conţinutul ridicat de componenţi din grupa vitritului, de ordinul 85—95% din masa combustibilă, a permis compararea comportării acestor cărbuni cu concentratele vitritice, separate prin metode speciale din huilele din bazinul Donеţului [6].

— Pe baza acestor cercetări se poate afirma că repartizarea şi comportarea sulfului în cărbunii din Valea Jiului sînt cu totul specifice fiind determinate de condiţiile genetice de formare a vitritului din acest zăcămînt. Asemenea condiţii au fost întîlnite mai rar în alte zăcăminte de cărbuni, de unde şi altă repartizare şi comportare a sulfului în majoritatea cărbunilor pe glob.

— Micşorarea conţinutului de sulf al cărbunilor din Valea Jiului este posibilă numai parţial, prin spălare obişnuită.

Se consideră că o scădere mai avansată a conţinutului de sulf poate fi realizată numai prin spălare şi separare înaintată, concasare fină şi respălare a mixtelor în lichide dense, în cîmpul de forţe centrifuge. Încercările de laborator şi calculele efectuate în 1954—1956 au arătat că pe această cale din cărbuni de Valea Jiului se poate realiza un concentrat tehnologic cu 8% cenuşă şi numai 1,8—2,0% sulf (faţă de 3% prin metode uzuale). În acelaşi timp se obţine steril cu 6—8% sulf recuperabil pentru industria chimică. Aceste rezultate au fost confirmate de alte cercetări ulterioare [7].

Din cele arătate rezultă că, în condiţiile actuale ale tehnicii de spălare şi de fabricare a cocsului, folosind huile L.U.V. şi semicocs PAL, mişcarea sulfului în procesul de cocsificare poate avea o comportare diferită. Se constată, în acelaşi timp, că scăderea conţinutului de sulf în cocs este în general posibilă numai prin introducerea în şarja de cocsificare a adaosurilor cu sulf redus (huile import, cocs petrol etc.) în locul acestor principali purtători de sulf, în condiţiile tehnologige date.

În tabela 1 se redau limitele de variaţie a caracteristicilor cărbunilor folosiţi la cocsificare clasică la C.S.H., în perioada 1956—1966.

De menţionat că, atît la cărbunii import, indicaţi în tabelă, cît şi la cărbunii Anina, nu se găseşte pirită fin dispersată şi intim legată de masa vitritică a cărbunilor ca în cazul cărbunilor din Valea Jiului. La majoritatea acestor cărbuni predomină sulful organic care, la prelucrare ulterioară termochimică, va avea probabil o altă comportare.

Reţinerea sulfului în cocs în funcţie de compoziţia şarjei. Prelucrarea datelor obţinute în 1958 [8] cînd în şarja de cocsificare au predominat cărbunii L.U.V. (60—70%) degresaţi cu semicocs PAL (10—15%), a arătat că nu numai

Tabela 1

Denumirea	$V_{105°}$, %	A, %	St, %
Lupeni	37—41	8—11	2,8—3,5
Anina	25—30	8—12	0,7—1,0
Armada (C.S.R.)	25—30	9—12	0,8—1,0
Karvina a (C.S.R.)	20—30	8—13	0,9—1,0
Karvina d (C.S.R.)	12—22	8—13	0,9—1,0
Doubrava (C.S.R.)	26—30	10—15	0,9—1,1
Jeremenco (C.S.R.)	20—24	10—13	0,9—1,1
Cărbune polonez	26—28	4—7	0,6—1,0
Cărbune S.U.A.	23—25	6—7	0,6—1,0
Cărbune U.R.S.S. (inc. 1958)	20—25	6—11	1,8—2,1
U.R.S.S. K (1966)	19—22	8—9	2,2—2,6
U.R.S.S. Pj (1966)	24—27	9—11	2,4—2,7
Semicocs PAL	13—18	10—15	2,2—2,7
Cocs petrol	8—12	0,5—1,5	0,6—0,8

conținutul inițial de sulf al șarjei ci și gradul de reținere este determinat de acești componenți. După cum se vede în figura 3, creșterea participării cărbunilor L.U.V. în rețetele de cocsificare duce la creșterea gradului de reținere a sulfului în cocs*. Toți ceilalți cărbuni, parțial chiar și semicocsul, care împreună determină structura echilibrată a șarjei, acționează în direcția micșorării gradului de reținere.

Efectul de scădere a gradului de reținere este cu atît mai puternic, cu cît proporția de cărbuni de altă proveniență este mai mare.

În figura 4 se redă variația gradului de reținere în funcție de materiile volatile ale șarjei în domeniile restrînse ale unor rețete date: șarje cu 84—86% Lupeni+Uricani din 1957 [9] și șarjele din 1958 cu structura medie de 70% L.U.V. + 20% huile import + 10% semicocs. Se constată scăderea gradului de reținere cu creșterea conținutului de materii volatile în limitele rețetei date. În același timp însă se menține nivelul mai ridicat al gradului de reținere, de circa 76—72%, la rețete avînd în

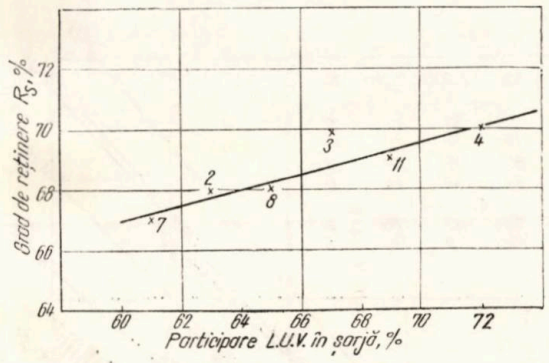


Fig. 3. Variația gradului de reținere a sulfului în funcție de participarea cărbunilor L.U.V. în șarjă.

compoziție numai cărbunii din Valea Jiului și semicocs. Prezența în rețetele din 1958 (curba 2, fig. 4) a 20% huile import ameliorante și degresante a fost suficientă pentru ca să modifice comportarea sulfului la cocsificare, în sensul scăderii gradului de reținere la nivel de 72—66%.

Această comportare specifică a amestecului L.U.V. privind influența la trecerea sulfului din șarjă în cocs se explică prin natura de concentrat vitritic a cărbunilor din Valea Jiului și prin modul și forma de repartizare uniform dispersate a granulelor fine de pirită în masa vitritică. Pirita astfel repartizată trece mai ușor în sulful organic al cocsului, cu o stabilitate termică mai mult sau mai puțin ridicată. Concomitent însă o parte a sulfului organic inițial se elimină cu produsele volatile în procesul cocsificării și o parte a sulfului organic nou format. Se confirmă deci că sulful organic al cocsului provine numai parțial din sulful

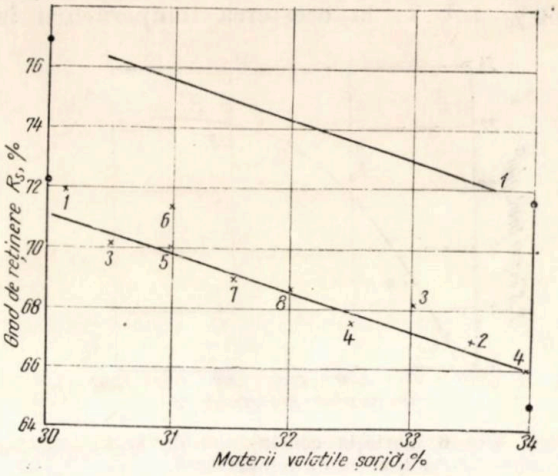


Fig. 4. Variația gradului de reținere în funcție de materiile volatile din șarjă:

1 — R_s = 115,3 — 1,286 V (1957); *2* — R_s — 107,2 — — 1,208 V (1958).

organic inițial, restul provenind din sulful piritic [10].

Influența temperaturii asupra gradului de reținere. Creșterea temperaturii favorizează volatilizarea sulfului, în acest fel gradul de reținere convențional micșorîndu-se. Această influență este și ea diferențiată la șarje cu compoziție diferită (fig. 5).

După cum se vede din figura 5, la șarjele din 1958 cu 70% L.U.V., sulful piritic la început trece în sulf organic, formînd probabil complecși de suprafață. Ulterior, cu creșterea temperaturii complecșii formați se descompun mai accentuat, gradul de reținere scăzînd mai puternic.

La folosirea huilelor de import în proporții mai mari, faza plastică formată în procesul de

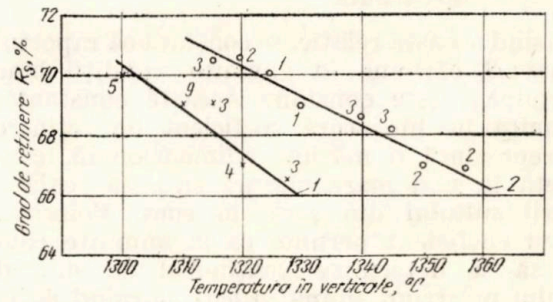


Fig. 5. Variația gradului de reținere a sulfului în funcție de temperatură: *1* — 70% L.U.V.; *2* — 60% L.U.V.

cocsificare se menține timp mai îndelungat, este mai activă și preia mai mult sulf degajat din unitățile structurale ale amestecului de bază L.U.V. Reacțiile, în acest caz, avînd

* Gradul de reținere s-a calculat după formula convențională:

$$K_r = \frac{S_t \cdot \text{cocs}}{S_t \cdot \text{cărb.}} \times \text{randament cocs}$$

caracter mai adînc, compuşii cu sulf nou formaţi pierd parţial natura de complecşi de suprafaţă şi se descompun mai greu la creşterea temperaturii. Scăderea mai puţin pronunţată a gradului de reţinere a sulfului pentru şarjele cu 60% L.U.V. la creşterea temperaturii în

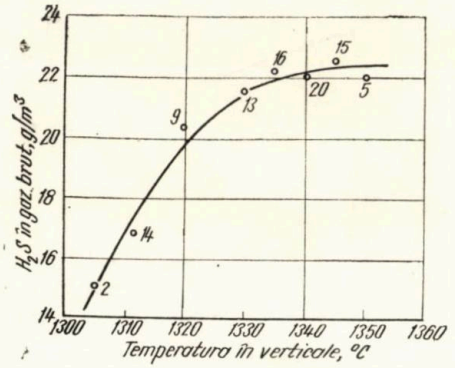


Fig. 6. Variaţia conţinutului de H_2S în funcţie de temperatură.

verticale se evidenţiază în acest caz în alura dreptei (fig. 5, dr. 2). Astfel, creşterea participării huilelor import favorizează pe de o parte micşorarea gradului de reţinere absolută, iar pe de altă parte frînează degajarea sulfului la anumite temperaturi date.

Un indiciu al descompunerii crescînde a compuşilor sulfului cu creşterea temperaturii este degajarea de H_2S. Valorile obţinute în condiţiile din 1958, redate în figura 6, arată o influenţă cu atît mai puternică, cu cît temperatura din verticalele de încălzire este mai mare faţă de temperatura optimă necesară pentru şarja cu structura dată.

Coeficientul de reţinere a sulfului. În cele de mai sus s-au prezentat unele observaţii privind gradul de reţinere a sulfului determinat pe baza formulei:

$$K_r = \frac{S_t \cdot \text{cocs}}{S_t \cdot \text{cărbune}} \times \text{randament cocs.}$$

Analizînd această relaţie, se constată că raportul S_t cocs : S_t cărbune în anumite condiţii bine determinate este constant. Această constantă, denumită în literatură coeficient de reţinere K_r, reprezintă o mărime adimensională, care reflectă în mai mare măsură situaţia reală a trecerii sulfului din şarjă în cocs. Folosirea acestui coeficient permite ca în anumite condiţii să se determine conţinutul de sulf al cocsului printr-un simplu calcul, pornind de la conţinutul de sulf al şarjei.

Relaţia folosită în acest scop va fi

$$S_{cocs} = K_r \times S_{cărbune} + C,$$

unde membrul liber C indică influenţa diferitor factori chiar în domeniul de valabilitate a relaţiei lineare date.

În figura 7 s-a reprezentat conţinutul de sulf în cocs în funcţie de conţinutul de sulf al şarjei (cărbunelui), ceea ce dă o imagine de ansamblu privind variaţia coeficientului de reţinere a sulfului K_r în diferite perioade.

Diagonala pătratului cu $S_{cocs} = S_{cărbune}$ este dreapta cu coeficient de reţinere $K_r = 1$. Fascicolul de drepte în sistemul redat în figură reprezintă liniile corespunzătoare coeficienţilor de reţinere de la 0,8 la 1,2, domeniu în care s-au situat valorile determinate, analizate în perioada celor 15 ani.

Punctele de deasupra diagonalei se referă la condiţii şi la şarje cu coeficient de reţinere supraunitari, iar sub diagonală s-au situat cocsurile cu conţinut de sulf mai mic decît cel al şarjei. În cazul repartizării punctelor pe una din dreptele fascicolului, reprezentînd un anumit coeficient de reţinere dat în ecuaţia dreptei de regresie, membrul C este zero, iar în restul cazurilor diferă de zero.

Analizînd relaţiile empirice din literatură privind reţinerea sulfului din cocs [11], [12], se constată că ele se situează într-o zonă îngustă,

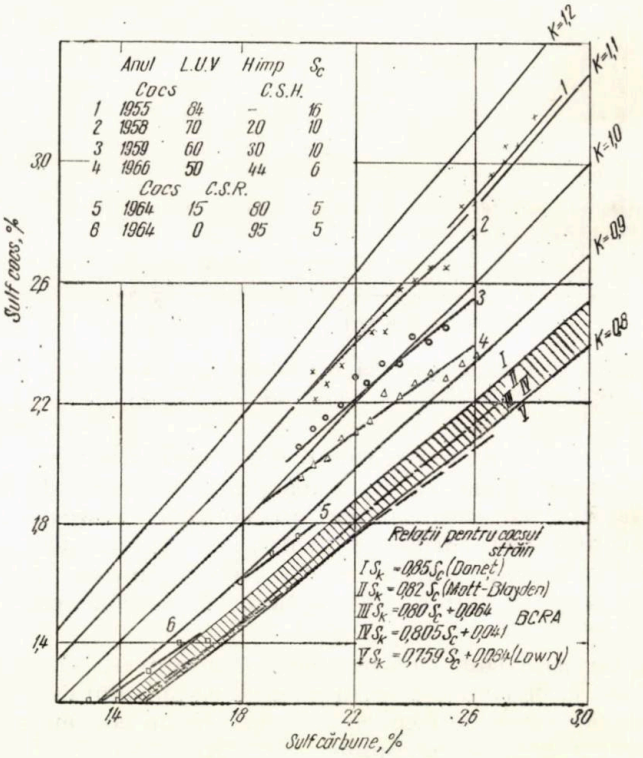


Fig. 7. Variaţia conţinutului de sulf din cocs în funcţie de conţinutul de sulf din cărbune.

între dreptele reprezentînd coeficientul de reţinere K_r = 0,80 şi 0,85. Această zonă se prezintă haşurat, în figura 7, iar ecuaţiile indicate cu cifre romane I—V dau diferite relaţii obţinute practic în condiţiile respective. Domeniul îngust al zonei cocsurilor străine indică comportarea asemănătoare a sulfului din cărbunii respectivi, uniformitatea mărită a cărbunilor folosiţi şi

stabilitatea procesului tehnologic aplicat în industria cocsochimică respectivă.

Privită problema sub acest aspect, repartizarea punctelor pentru cocsurile din România (fiecare punct reprezentînd în medie 5—15 valori, iar dreptele trasate după calculul statistic cuprinzînd toate punctele din zona respectivă) dă o imagine fidelă atît a variaţiei compoziţiei şarjei, cît şi a condiţiilor tehnologice. Principalele etape ale acestor variaţii au fost grupate în felul următor:

— Cocsurile cu conţinutul cel mai ridicat de sulf, de ordinul a 2,8—3,2%, din colţul superior drept al figurii, este cocsul C.S.H. din 1955, după reţeta 84% L U + 16% Sc PAL (Abder-Halden), temperatura scăzută de cocsificare fiind de circa 1 200°C în verticalele de încălzire.

— Participarea a 20 — 30% huile import în şarjă, cu altă repartizare şi mişcare a sulfului decît la cărbunii L.U.V., precum şi creşterea temperaturii de cocsificare la circa 1 360°C în verticalele de încălzire în 1958 au dus la scăderea reţinerii sulfului în cocs. În această perioadă s-au folosit pentru degresarea şarjei semicocs-carbofluid şi huile degresante.

— Cocsurile utilizate în 1959 prin intensificarea factorilor respectivi şi creşterea participării huilelor import reprezintă zona de trecere şi se situează aproximativ în zona coeficientului de reţinere $K_r = 1$.

— În 1966, prin creşterea şi mai mare a participării huilelor import şi prin îmbunătăţirea procesului tehnologic, coeficientul de reţinere a sulfului s-a situat în domeniul subunitar. În acest caz şarjele au avut drept component de bază numai 50 — 52% L.U.V. şi 8 — 10% semicocs PAL. Pe lîngă cele circa 40% huile import s-a introdus în unele şarje 2 — 4% cocs de petrol. Efectul ameliorant şi desulfurant al diferitelor hidrocarburi de tipul cocsurilor de petrol, smoală etc. este cunoscut şi s-a semnalat şi în cazul Uzinei cocsochimice—Hunedoara. Temperatura în verticale, în acest caz, a fost şi mai ridicată, de ordinul 1 375 —1 380°C [13], [16].

Experienţele efectuate pentru C.S.R. în 1964, pentru utilizarea raţională a huilelor din bazinul carbonifer Anina, au permis extinderea domeniului de cunoştinţe privind repartizarea sulfului la şarjele cu 15 — 20% L.U.V. (dreapta 5 din fig. 7) şi şarje fără L.U.V. Cărbunii din bazinul Anina cu 0,7 — 1,0% sulf total au fost introduşi tot în grupele cărbunilor străini, avînd o repartizare şi comportare similară a sulfului. În şarjele de la cocseria Reşiţa s-a folosit pentru degresare semicocs şi cocs de petrol neaglutinant, cu 9 — 10% materii volatile şi indici de aglutinare y şi $IR = 0$, contracţia $X = 0 - 10$ [16].

Sintetizînd cunoştinţele privind variaţia coeficientului de reţinere a sulfului în cocs, se constată că rolul principal în această direcţie îl au huilele din Valea Jiului. Caracterul de concentrat vitritic, cu pirita fin dispersată în aceşti cărbuni, explică comportarea specifică a sulfului.

În figura 8 este redată influenţa participării cărbunilor L.U.V. în şarja de cocsificare asupra

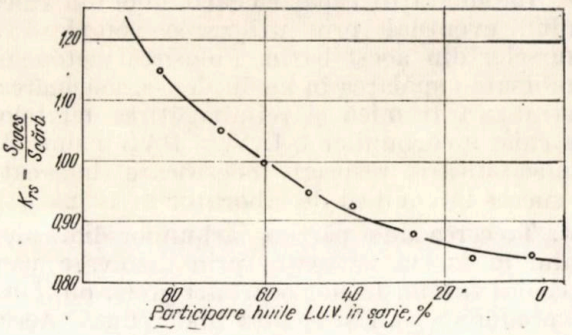


Fig. 8. Variaţia coeficientului de reţinere a sulfului în funcţie de participarea cărbunilor L.U.V. în şarjă.

coeficientului de reţinere K_r, rezultată din această sintetizare a datelor existente.

La participarea din ce în ce mai mică a cărbunilor L.U.V. în şarja de cocsificare, curba se apropie asimptotic de domeniul coeficientului de reţinere haşurat în figura 7 de $K_r = 0{,}80 - 0{,}85$ caracteristic la cocsurile din alte uzine.

Pe baza materialului acumulat şi folosind curba din figura 8 există posibilitatea de a se estima conţinutul de sulf al cocsurilor obţinute din şarje cu anumită proporţie de cărbuni L.U.V. şi se pot indica căile posibile de reducere a lui.

Problemele care se pun în această direcţie pot fi concretizate pe de o parte pentru cocseriile existente şi, de asemenea, rezultă unele indicaţii pentru estimarea conţinutului de sulf la cocsul ce va fi produs în unităţile noi de cocsificare fie prin procedeul clasic (Galaţi), fie prin metode noi, cu materia primă dată.

Participarea cărbunilor L.U.V. în şarja de cocsificare la C.S.H. în proporţie de circa 50%, şi la C.S.R. în proporţie de 10 — 15% fiind dictată de balanţa de cărbuni, reducerea în continuare a coeficientului de reţinere a sulfului şi a nivelului absolut de sulf în cocs apare posibilă prin:

a. Creşterea temperaturii în verticalele de încălzire pînă la nivelul admis de materialul refractar şi calitatea cocsului obţinut. În acest sens se pune problema folosirii materialului cu refractaritate mai ridicată atît la reparaţiile capitale ale bateriilor existente, cît şi la construirea celor noi. Înrăutăţirea granulaţiei cocsului (scăderea fracţiilor mari) în acest caz va fi compensată prin îmbunătăţirea complexului de proprietăţi (uniformitate granulometrică mai bună, reactivitate faţă de CO_2 mai scăzută, rezistenţă termomecanică mai ridicată etc.) cu

influenţă hotărîtoare privind comportarea cocsului în furnal şi economicitatea acestui proces [14], [15].

b. Folosirea, în şarja de cocsificare, pe scară mai largă, a adaosurilor hidrocarbonice cu H_2 uşor detaşabil (cocs de petrol, smoale diferite etc.) care uşurează desulfurarea cocsului.

c. Îmbunătăţirea spălării cărbunilor din Valea Jiului, eventual prin utilizarea complexă a resurselor din acest bazin. Folosirea metodelor combinate : spălarea în medii dense, măcinarea, pretratarea termică şi reîmbogăţirea mixtelor sau chiar a cărbunilor L.U.V. şi PAL înainte de semicocsificare, respectiv cocsificare (încercate cu succes în condiţii de laborator în 1952—54).

d. Trecerea unei părţi a cărbunilor din Valea Jiului în formă păstoasă, prin dizolvare parţială sau totală, în hidrocarburi grele, obţinînd un produs cu sulf şi cenuşă mai redusă. Acest produs, ulterior, la prelucrare termochimică, poate da un material asemănător cocsurilor de petrol diferite. Cu aceste produse s-ar putea înlocui o parte din cărbunii L.U.V. şi din semicocsul PAL cît şi o parte din huilele import. Această problemă necesită însă studii şi experimentări sistematice [16].

★

Pentru o nouă uzină cocsochimică prin procedeul clasic cercetările efectuate permit să se întrevadă posibilitatea de a se produce un cocs cu sulf la nivelul din import, după cum urmează :

a. La amestec cu structură echilibrată dar cu participare de 25 — 30% cărbuni L.U.V. se va obţine un cocs cu coeficientul de reţinere a sulfului $K_r = 0{,}87 - 0{,}90$ şi conţinut de sulf 1,8 — 2,0 în funcţie de caracteristicile huilelor din import folosite.

b. În cazul nefolosirii huilelor din Valea Jiului la şarje, realizarea coeficientului de reţinere $K_r = 0{,}85 - 0{,}80$ este posibilă pe baza huilelor import, realizîndu-se cocs cu 1,3—1,7% S, sau prin ridicarea temperaturii de cocsificare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Forizs Şt. Metalurgia, 18, nr. 9, 1966, p. 497 — 500
[2] Blum I. Seria de articole privind studiul cărbunilor din Valea Jiului în :
— *Anales des mines de Roumanie*, anii 1926 — 1927.
— *Cercetări ştiinţifice*. Inst. politehnic — Bucureşti, vol. II. Combustibili, Bucureşti, 1936.
[3] Ionescu N. M. şi Duinea N. D. Metalurgia şi construcţia de maşini, 11, nr. 7, 1959, p. 565 —574.
[4] Niţulescu I. şi Manea A. Revista minelor, nr. 6, 1957, p. 292 — 297.
[5] Barbu I., Forizs Şt. şi Miortescu D. Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 3, 1957, p. 27 — 31.
[6] Forizs Şt. Revista minelor, nr. 10, 1955.
[7] Munteanu-Cindea V. şi Gonteanu A. Metalurgia 18, nr. 5, 1966, p. 249 — 252.
[8] Mazur M. şi Forizs Şt. Metalurgia, 19, nr. 6, 1967, p. 305 — 307.
[9] Barbu I., David Vl. şi Ştefănescu I. *Cartea cocsarului*. Bucureşti, Editura tehnică, 1964.
[10] Jurovski A. Z. *Sera kamenih uglei*. Moscova, Ed. Ac. Şt., U.R.S.S., 1960.
]11] Zaşkvdra V. G. *Podgatovka uglei dlia koksovania*. Harkov, Metallurghia, 1956.
[12] Pinchbeck P. H., Nikon E. W. şi Riley C. *Rolul sulfului în carbonizare şi producerea de fontă*. Congres Internaţional. Cocsul în siderurgie, 1966.
[13] David V. şi Kaba E. Metalurgia 18, nr. 4, 1966, p. 185 — 188.
[14] Forizs Şt. Metalurgia 19, nr. 3, 1967, p. 125 — 129.
[15] Forizs Şt. Metalurgia 19, nr. 9, 1967, p 481; Metalurgia 20, nr. 2. 1968, p. 77. [16] Forizs Şt. Metalurgia 19, nr. 12, 1967, p. 677.

Cercetări privind decaparea oţelurilor inoxidabile în soluţii acide

Ing. O. CUIDA şi ing. CELESTA GIOTTA*
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.14.018.8 : 621.794.4

RECHERCHES SUR LE DÉCAPAGE DES ACIERS INOXYDABLES DANS LES SOLUTIONS ACIDES

L'article contient les résultats des expériences relatives à l'influence de la composition du bain d'acide sur la durée, la perte en poids et la vitesse de corrosion lors du décapage de plusieurs aciers inoxydables ferritiques et austénitiques. En même temps on examine l'influence qu'ont la composition chimique de l'acier et le traitement thermique appliqué, sur les paramètres du décapage.

Pour le décapage des aciers inoxydables austénitiques, en tenant compte des pertes de métal et de la consommation des réactifs, on recommande les solutions suivantes :

a. 20% H_2SO_4, 10% HNO_3 ;
b. 20% H_2SO_4, 30 g/l $NaNO_3$, 4 g/l K_3ClO_4, 5 g/l NaF ;
c. 20% H_2SO_4, 3% HCl (*prédécapage*) ;
d. 10% HNO_3, 1,5% HF (*décapage final*).

Pour les aciers inoxydables ferritiques, les recommandations sont par ordre de préférence :

a. 20% H_2SO_4, 30 g/l $NaNO_3$, 4 g/l K_3ClO_4, 4 g/l NaF ;
b. 20% HCl, 5% HNO_3, 30 g/l NaCl ;
c. 20% H_2SO_4, 1,5% HF.

INVESTIGATIONS REGARDING STAINLESS STEEL PICKLING IN ACID SOLUTIONS

The paper contains results of experiments regarding influence of acid bath composition on time, weight loss and corrosion rate, during pickling of ferritic and austenitic stainless steels. Influence on the same pickling parametra of chemical composition of steel and applied heat treatment are analysed as well.

In the case of austenitic stainless steel, with regard to metal losses and reagent consumption, following solutions are recommended :

a. 20% H_2SO_4, 10% HNO_3 ;
b. 20% H_2SO_4, 30 g/l $NaNO_3$, 4 g/l K_3ClO_4, 4 g/l NaF ;
c. 20% H_2SO_4, 3% HCl (*previous pickling*) ;
d. 10% HNO_3, 1.5% HF (*final pickling*).

For ferritic stainless steel, choice order should be following :

a. 20% H_2SO_4, 30 g/l $NaNO_3$, 4 g/l K_3ClO_4, 4 g/l NaF ;
b. 20% HCl, 5% HNO_3, 30 g/l NaCl ;
c. 20% H_2SO_4, 1.5% HF.

Din cauza elementelor de aliere (Cr, Ni, Mo, Mn etc.), care intră în compoziţia oţelurilor inoxidabile, ţunderul format are o structură diferită de a ţunderului format la oxidarea oţelurilor carbon. Astfel, pe lîngă oxizii de fier de forma FeO, Fe_2O_3 şi Fe_3O_4, în ţunderul oţelurilor inoxidabile există compuşi de tipul spinel aşa cum sînt : FeO, Cr_2O_3, $NiOFe_2O_3$, $MnO \cdot Fe_2O_3$ etc. Din cauza structurii sale moi complexe, decaparea oţelului inoxidabil nu se poate face în aceleaşi soluţii în care se face decaparea oţelurilor carbon. Astfel, din cele trei mecanisme (de dizolvare a ţunderului în soluţia de decapare, de îndepărtarea lui mecanică ca urmare a presiunii hidrogenului degajat ca urmare a dizolvării suprafeţei în soluţia de decapare şi de reducere a acestuia de către hidrogenul apărut în condiţiile indicate anterior) care acţionează în cazul decapării oţelurilor carbon, la decaparea oţelurilor inoxidabile nu intervin decît ultimele două. Sînt necesari reactivi mai puternici pe bază de HNO_3 sau HF sau săruri ca $NaNO_3$, NaF etc. Spre deosebire de decaparea oţelurilor carbon, decaparea oţelurilor inoxidabile se realizează în industrie într-un număr mare de soluţii la stabilirea cărora s-a ţinut seamă de condiţiile concrete existente la locul de muncă respectiv. Din acest motiv la alegerea celor mai potrivite soluţii pentru anumite condiţii date, este important să se cunoască influenţa pe care o au asupra capacităţii de decapare o serie de factori aşa cum sînt : natura reactivilor, compoziţia chimică a oţelului, tratamentul termic aplicat oţelului etc.

Acest scop, de a da un număr cît mai mare de elemente, care să permită alegerea cît mai corectă a soluţiilor de decapare, în funcţie de anumite condiţii date, l-au avut şi cercetările prezentate în acest articol.

Materiale utilizate în cercetări şi metoda de cercetare. Soluţiile de decapare, utilizate în

* La efectuarea experimentărilor a participat şi tehn. I. Constantin.

Tabela 1

Nr. soluției	Compoziția soluțiilor									Temperatura de lucru, °C
	H_2SO_4, %	HCl, %	HNO_3, %	HF, %	$NaNO_3$, g/l	$K_2Cr_2O_7$, g/l	ClO_4K_3, g/l	NaF_2, g/l	NaCl, g/l	
1	20			1,5						60—70
2			10—12	1,5						50
3			20	2,5						50
4	20				30				30	60—70
5	20					30			30	60—80
6 A*	20	2—4								60—80
6 B**			10—12	1,5						60—70
7	18	10	10							50—60
8	18						4	4		50—60
9	20				30		4	4		60—70
10		20	5						30	60—70

A* = predecapare; B** = decapare.

experimentările efectuate, sînt prezentate în tabela 1. În ansamblu ele pot fi grupate astfel:

— Soluții formate din amestecuri, în diferite proporții, între acizii azotic și fluorhidric (soluțiile 2, 3 și 6). Este de subliniat faptul că soluția 6 prevede ca decaparea să se realizeze în două etape.

— Soluții pe bază de H_2SO_4 sau HCl, în care s-au introdus, în cantități relativ reduse, acidul azotic sau fluorhidric (soluțiile 1, 7 și 10).

— Soluții pe bază de H_2SO_4 în care s-au introdus diferite adaosuri ca, de exemplu, $NaNO_3$, $K_2Cr_2O_7$, NaF_2, ClO_4K_3 și NaCl (soluțiile 4, 5, 7, 8 și 9).

Alegerea acestor categorii s-a făcut în ordinea descrescîndă a nocivității, aspect de care trebuie ținut seamă, deoarece aplicabilitatea unei soluții de decapare este cu atît mai mare, cu cît pune în practică probleme mai puține sub aspectul transportului reactivilor, al formării soluțiilor de lucru și al exploatării.

Acizii utilizați la formarea soluțiilor au fost tehnic puri, iar substanțele folosite ca adaos ($NaNO_3$, NaCl etc.) au fost chimic pure.

Desfășurarea procesului de decapare a avut loc în mai multe etape: decaparea în soluție acidă; spălarea în apă rece; pasivarea și înălbirea în soluții de 5% HNO_3.

Aprecierea gradului de îndepărtare a stratului de oxid de pe suprafața probelor s-a făcut prin control vizual, la fiecare 5 min. Pentru a avea o cît mai mare similitudine cu condițiile existente în practică, s-a considerat ca satisfăcătoare soluția care îndepărtează complet țunderul într-un timp de cel mult 80 min. Pe de altă parte, pentru a putea aprecia mai

1. *Oțeluri inoxidabile austenitice*

Tabela 2

Marca oțelului	STAS sau GOST	Nr. șarjei ICEM	Compoziția chimică, %								
			C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Nb	Mo	N
7TNC180	STAS 3583—64	X 616	0,073	0,80	1,56	18,32	9,85	0,30			
		X 632	0,070	0,40	1,44	17,73	9,96	0,29			
		X 633	0,080	0,35	1,45	17,83	9,87	0,29			
7NbNC180	STAS 3583—64	X 654	0,050	0,44	1,26	17,85	12,45	—	1,03		
8TMoNC180	STAS 3583—64	X 638	0,060	0,42	1,28	16,83	12,67	—	—	2,05	
10AzMNC170	2	X 586	0,070	0,41	9,18	18,25	5,52	—	—	—	0,20
H25N20S2	GOST 5632—64	X 655	0,070	2,46	0,60	25,40	20,36	—	—	—	—
		X 656	0,090	2,37	0,67	25,44	20,31	—	—	—	—

2. *Oţeluri inoxidabile feritice şi ferito-martensitice* — *Tabela 2 (urmare)*

Marca oţelului	STAS sau GOST	Nr. şarjei ICEM	Compoziţia chimică, %						
			C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Mischmetal
8C130	STAS 3583—64	X 607	0,056	0,36	0,55	12,89	—	—	—
		X 608	0,047	0,48	0,42	12,86	—	—	—
		X 609	0,041	0,51	0,42	12,82	—	—	—
10C170	STAS 3583—64	X 610	0,064	0,45	0,42	16,33	—	—	—
		X 611	0,055	0,55	0,42	16,04	—	—	—
		X 612	0,055	0,61	0,45	16,33	—	—	—
12TC250	STAS 3583—64	X 657	0,10	0,49	0,57	25,56	—	0,44	—
12TC250Mi	STAS 3583—64	X 658	0,12	0,58	0,52	26,78	—	0,27	0,34
1H21N5T	GOST 5632—61	X 659	0,12	0,68	0,84	21,54	5,25	0,47	—
		X 660	0,12	0,52	0,54	21,80	5,31	0,57	—

Tabela 3

1. *Oţeluri inoxidabile austenitice*

Marca oţelului	A Laminat	B 1 100°C/apă, 20 min	C 1 100°C/apă, 80 min	D 1 100°C/apă, 180 min	E 1 100°C/aer 60 min
7TNC180	+	+	+	+	+
7NbNC180	+	—	+	—	—
8TMoNC180	+	—	+	—	—
10AzMNC170	+	—	+	—	—
H25N20S2	+	—	+	—	+

2. *Oţeluri inoxidabile feritice şi ferito-austenitice*

Marca oţelului	A Laminat	B 1 100°C/aer	C 1 100°C/aer	D 1 100°C/apă	E 1 100°C/aer
8C130	+	+	+	+	+
10C170	+	+	+	+	+
12Tc250	+	+	—	—	—
12Tc250	+	+	—	—	—
1H21N5T	+	+	—	—	+

corect tendinţa de corodare a metalului în diferitele soluţii de decapare, pe lîngă pierderea în greutate a probei decapate (g/m²), s-a luat în considerare şi pierderea de metal intervenită după realizarea decapării, raportată la unitatea de suprafaţă şi timp (g/m²·h); pentru a sublinia acest lucru jumătate din numărul de probe s-a menţinut după decapare în soluţia acidă încă 120 min. Cîntărirea s-a făcut pe cîntare analitice de laborator cu o precizie de ordinul sutimilor de mg.

Compoziţia chimică a oţelurilor experimentate este dată în tabela 2.

Alegerea acestor mărci de oţeluri a avut ca scop posibilitatea studierii influenţei pe care o au asupra decapabilităţii oţelurilor inoxidabile alte elemente de aliere în afară de crom şi nichel. Dintre oţelurile austenitice, în afară de oţelul 7TNC 180 (STAS 3583—64) s-au studiat şi oţelurile 7NbNC 180 şi 8TMoNC 180 aliate cu niobiu şi, respectiv, cu molibden; oţelul de înlocuire marca 10AzMNC 180 (aliat cu azot şi mangan) şi oţelul H25N20S2 (GOST 5632—61) cu un conţinut mediu de nichel de 20%.

Dintre oţelurile feritice, mărcile au fost astfel alese încît să se poată evidenţia influenţa pe care o are asupra decapabilităţii creşterea conţinutului de crom. Ca oţel inoxidabil bifazic, ferito-austenitic, a fost studiată marca cea mai reprezentativă 1H21N5T (GOST 5632—61).

Avînd în vedere influenţa caracterului ţunderului asupra desfăşurării decapării, pe lîngă probele prelevate din benzi laminate la cald, s-au decapat şi probe tratate termic în regimuri şi cu viteze de răcire diferenţiate, în funcţie de clasa oţelurilor (austenitică şi feritică) şi corespunzătoare regimurilor de tratament termic, aplicate în practică şi recomandate în standarde (tabela 3).

Tabela 4

Marca oţelului	Tratamentul termic	Durata de decapare, min									
		Soluţia acidă conform tabelei 1									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
7TNC180	laminat	60	—	—	50	—	35	50	100	15	20
7NbNC180	laminat	60	—	—	100	—	40	50	120	15	15
8TMoNC180	laminat	60	—	—	100	—	30	15	—	50	10
10AzMNC170	laminat	60	15	—	—	—	20	50	50	15	15
H25N20S2	laminat	—	—	—	—	—	40	80	—	90	30
7TNC180	1 100° apă 20 min	55	15	40	60	—	20	30	120	15	15
7TNC180	1 100° apă 60 min	45	50	—	120	—	20	80	30	15	15
7NbNC180	1 100° apă 60 min	50	15	10	120	—	20	80	—	50	30
8TMoNC180	1 100° apă 60 min	120	80	120	—	—	40	60	—	30	20
10AzMNC170	1 100° apă 60 min	90	15	10	50	—	20	30	—	45	15
H25N20S2	1 100° apă 60 min	50	65	—	50	—	30	10	100	30	20
7TNC180	1 100° apă 180 min	120	—	40	90	—	120	30	50	30	25
7TNC180	1 100° aer 60 min	70	15	—	110	—	120	20	120	50	60
H25N20S2	1 100° aer 60 min	40	75	—	25	—	30	10	20	30	15

Obs.: Spaţiile notate cu (—) reprezintă probe nedecapate.

Toate şarjele de oţel inoxidabil folosit în experimentări au fost elaborate într-un cuptor de inducţie de 50 kg, turnate în lingouri de

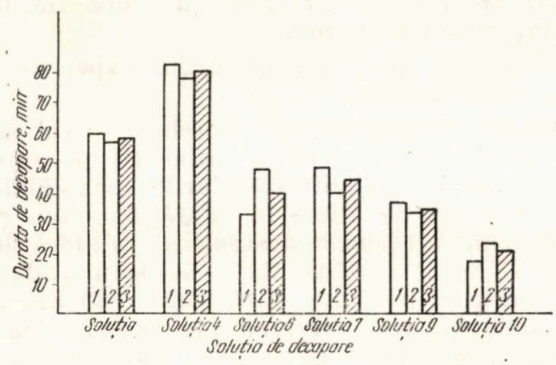


Fig. 1. Influenţa soluţiei de decapare asupra duratei decapării oţelurilor austenitice:
1 — în stare laminată; *2* — în stare tratată termic; *3* — media rezultatelor.

27 kg şi apoi forjate în pătrat de 25 mm şi laminate la cald, în oţel lat de (40—50) × 5 mm.

Temperatura de încălzire pentru laminare sau forjare a fost de 1 150°C, iar temperatura de sfîrşit de laminare sau forjare, de aproximativ 950°C.

Rezultatele obţinute privind decaparea oţelurilor inoxidabile austenitice. În primul rînd s-a pus problema de a evidenţia care din soluţiile încercate asigură o decapare completă şi rapidă (tabela 4).

Analizînd cifrele din tabela 4 se constată că dintre soluţiile studiate, sub aspectul duratei de decapare, rezultate relativ bune s-au obţinut cu soluţiile 6, 7, 9 şi 10, rezultate mediocre, cu soluţiile 1 şi 4, şi rezultate nesatisfăcătoare, cu soluţiile 2, 3, 5 şi 8.

Se constată, de asemenea, că în multe cazuri durata de decapare a fost peste 80 min, adică peste limita acceptată în practică din punct de vedere al productivităţii muncii. Deoarece soluţiile 2,3, 5 şi 8 nu pot fi recomandate pentru practica industrială, discuţiile privind celelalte aspecte ale problemei se vor referi numai la rezultatele obţinute la decaparea în soluţiile 1, 4, 6, 7, 9 şi 10.

Soluţiile încercate au dat rezultate diferite sub aspectul duratei medii de decapare (fig. 1)

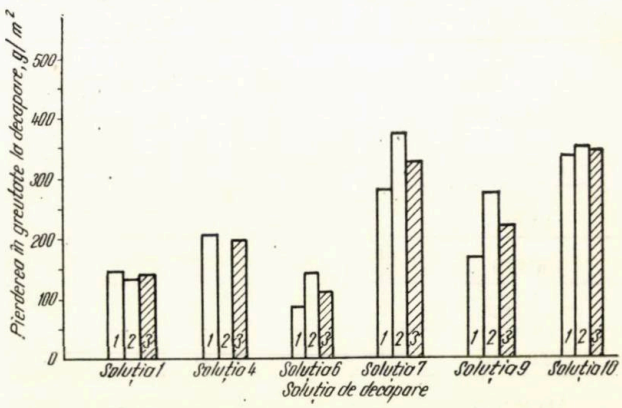


Fig. 2. Influenţa soluţiei de decapare asupra pierderilor în greutate la decaparea oţelurilor inoxidabile austenitice:
1 — în stare laminată; *2* — în stare tratată termic; *3* — media rezultatelor.

şi al pierderilor în greutate (fig. 2), pentru eşantioane supuse decapării în stare laminată şi în stare tratată termic.

La reprezentarea valorilor medii din figurile 1 şi 2, datele obţinute la decaparea oţelului 10AzMNC170 nu au fost luate în considerare deoarece pierderile în greutate intervenite la

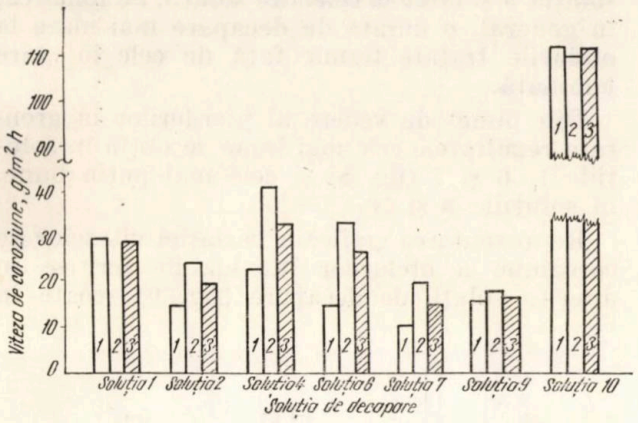


Fig. 3. Influenţa soluţiilor de decapare asupra vitezei de coroziune a oţelurilor inoxidabile austenitice :
1 – în stare laminată; *2* – în stare tratată termic; *3* – media rezultatelor.

decaparea acestui oţel au fost mult mai mari faţă de pierderile în greutate intervenite la decaparea celorlalte oţeluri, fapt care ar denatura concluziile.

Celelalte mărci de oţeluri au prezentat durate de decapare minime (10—20 min), în soluţia 10, şi maxime, în soluţia 4, iar pierderile de greutate au avut valori relativ mai scăzute în soluţiile 1, 4 şi 6 şi mai ridicate în soluţiile 7 şi 10.

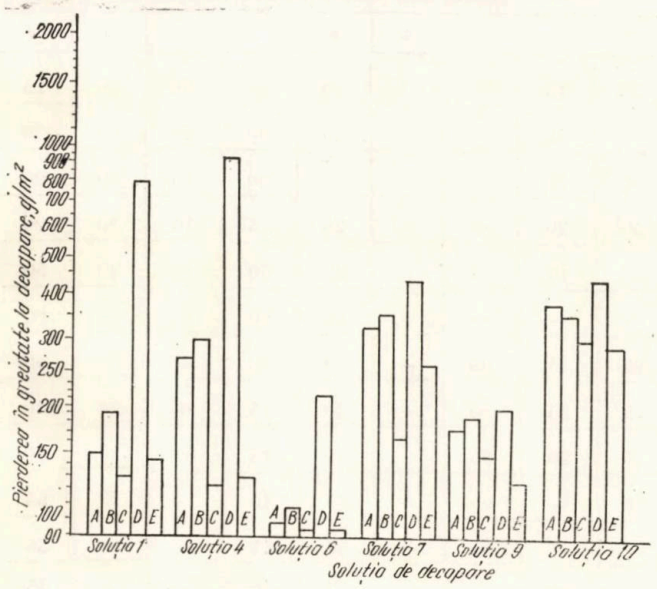


Fig. 4. Variaţia pierderilor în greutate în funcţie de marca oţelului la decaparea în stare laminată a oţelurilor inoxidabile austenitice în diferite soluţii de decapare :
A – 7TNC180; *B* – 7NbNC180; *C* – 8TMoNC180; *D* – 10AzMNC170; *E* – H25N2052.

Deoarece în practică oţelurile nu pot fi scoase din baia de decapare imediat după îndepărtarea ţunderului, pe de o parte din considerente tehnologice, pe de altă parte din cauza neomogenităţii grosimii ţunderului existent pe suprafaţa oţelului, este necesară stabilirea vitezei de coroziune (de dizolvare) a oţelului în soluţiile de decapare încercate.

Acest lucru, determinat prin măsurarea pierderii de metal după decapare (în $g/m^2 \cdot h$), este prezentat în figura 3. Se observă că, în soluţiile încercate, vitezele de coroziune sînt relativ apropiate, cu excepţia soluţiei 10 la care viteza de coroziune este net mai ridicată.

Aspectul suprafeţei probelor decapate a fost curat, argintiu strălucitor la probele decapate în soluţiile 7, 9, 10 şi aproape mat la probele decapate în soluţiile 4 şi 6.

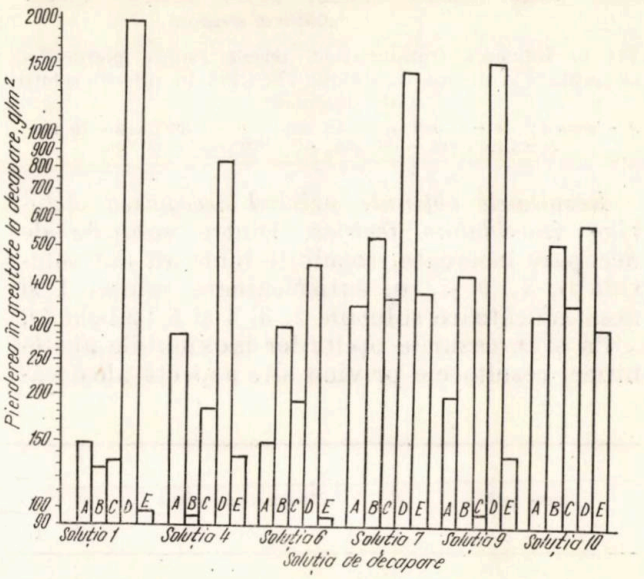


Fig. 5. Variaţia pierderilor în greutate în funcţie de marca oţelului la decaparea oţelurilor inoxidabile austenitice în stare călită (1 100°C – 60 min – răcire în aer), în diferite soluţii acide :
A – 7TNC180; *B* – 7NbNC180; *C* – 8TMoNC180; *D* – 10AzMNC170; *E* – H25N2052.

Influenţa compoziţiei chimice a oţelurilor asupra comportării la decapare a oţelurilor inoxidabile austenitice este reprezentată grafic în figurile 4 şi 5. Pierderea în greutate cea mai mare o are oţelul 10AzMNC170. Dintre celelalte mărci de oţeluri inoxidabile austenitice de tip 18—8, oţelul cu molibden are pierderile în greutate cele mai reduse, mai ales în stare tratată termic. Variaţia pierderii în greutate apărută la decaparea oţelului 7TNC180, în funcţie de felul tratamentului termic aplicat, este indicată în figura 6.

Rezultatele obţinute au arătat că între felul tratamentului termic aplicat acestui oţel şi capacitatea sa de decapare nu poate fi stabilită o corelaţie, indiferent de natura soluţiei de decapare încercată.

La examinarea metalografică executată la o mare parte din probele decapate nu s-a constatat, la nici una din soluţii, apariţia coroziunii punctiforme sau intercristaline.

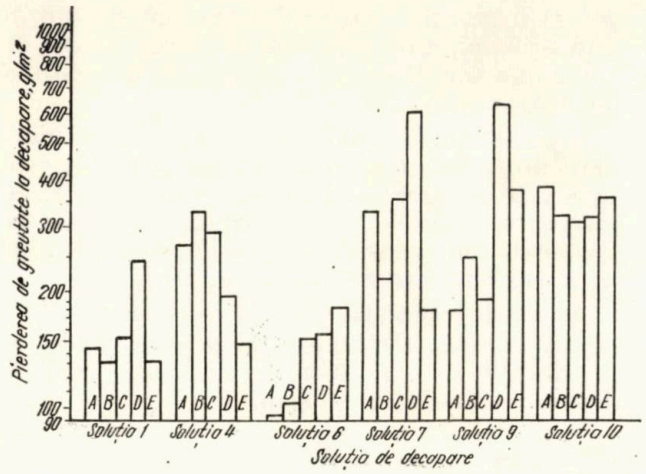


Fig. 6. Influența tratamentului termic asupra pierderilor în greutate la decaparea oțelului 7TNC180 în diferite soluții de decapare:

A – laminat; *B* – 1 100°C/apă – 20 min; *C* – 1 100°C/apă – 60 min; *D* – 1 100°C/apă – 180 min; *E* – 1 100°C/apă – 60 min.

Rezultatele obținute privind decaparea oțelurilor inoxidabile feritice. Dintre soluțiile de decapare încercate, rezultate bune au dat soluțiile 6, 7, 9 și 10, satisfăcătoare soluția 1 și nesatisfăcătoare soluțiile 2, 3, 4 și 5 (tabela 5).

Ca și în cazurile oțelurilor inoxidabile austenitice, rezultatele privind alte aspecte ale decapării se referă în continuare numai la soluțiile care au dat satisfacție adică la soluțiile 1, 6, 7, 9 și 10.

Duratele de decapare (fig. 7) sînt minime în soluția 9 și cresc la celelalte soluții. Se remarcă, în general, o durată de decapare mai mare la oțelurile tratate termic față de cele în stare laminată.

Din punct de vedere al pierderilor în greutate rezultatele cele mai bune se obțin în soluțiile 1, 6 și 7 (fig. 8) și cele mai puțin bune, în soluțiile 9 și 10.

Reprezentarea grafică a variației vitezelor de coroziune a oțelurilor inoxidabile feritice în diferite soluții de decapare (fig. 9) scoate în

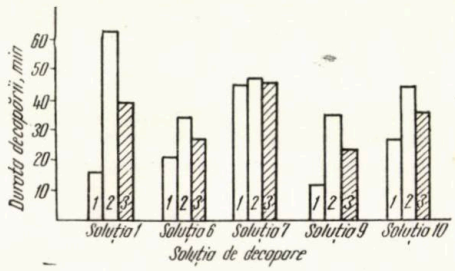


Fig. 7. Influența soluției de decapare asupra duratei decapării oțelurilor inoxidabile feritice:

1 – în stare laminată; *2* – în stare tratată termic; *3* – media rezultatelor

Tabela 5

Marca oțelului	Tratamentul termic	Durata de decapare, min									
		Soluția acidă conform tabelei 1									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
8C130	laminat	15	50	15	—	—	20	30	20	10	25
10C170	laminat	25	50	55	—	—	20	30	20	10	20
12TC250	laminat	25	50	20	—	—	20	90	15	10	20
12TC250Mi	laminat	15	50	20	—	—	25	15	15	10	20
H21N20S2	laminat	100	50	15	—	—	20	60	15	20	50
8C130	800° aer 45 min	90	—	—	—	—	65	60	—	—	60
10C170	800° aer 15 min	100	75	25	95	—	30	60	—	—	50
12TC250	800° aer 15 min	15	75	25	95	—	20	15	15	20	40
12TC250Mi	800° aer 15 min	15	75	20	95	—	20	15	30	15	50
H21N20S2	800° aer 15 min	—	75	—	95	—	65	45	—	25	55
8C130	800° aer 180 min	100	—	—	—	—	65	45	—	—	50
10C170	800° aer 180 min	—	—	—	—	—	30	45	—	—	45
8C130	800° apă 45 min	15	—	—	—	—	15	45	20	10	60
10C170	800° apă 45 min	80	—	45	95	—	25	60	20	60	20
8C130	1 100° aer 45 min	—	—	—	95	—	20	45	30	10	20
10C170	1 100° aer 45 min	—	—	—	—	—	25	45	—	15	45
H21N20S2	1 100° aer 45 min	90	—	—	95	—	25	90	—	—	45

Obs.: Spațiile notate cu (—) reprezintă probele nedecapate.

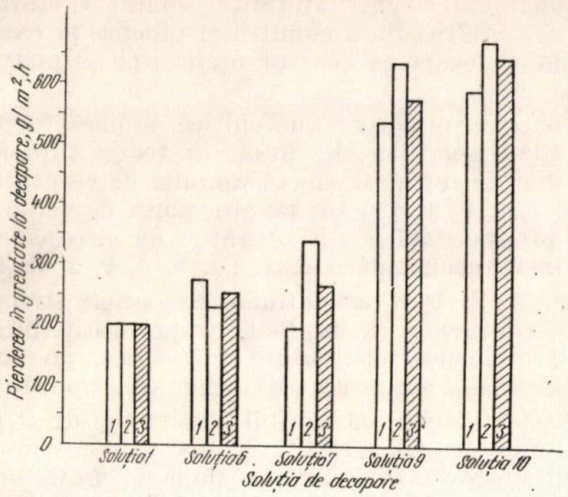


Fig. 8. Influența soluției de decapare asupra pierderilor în greutate la decaparea oțelurilor inoxidabile feritice: *1* – în stare laminată; *2* – în stare tratată termic; *3* – media rezultatelor.

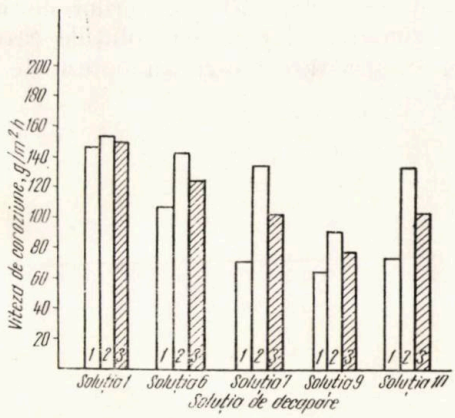


Fig. 9. Variația vitezei de coroziune a oțelurilor inoxidabile feritice la decaparea în diferite soluții acide: *1* – în stare laminată; *2* – în stare tratată termic; *3* – media rezultatelor.

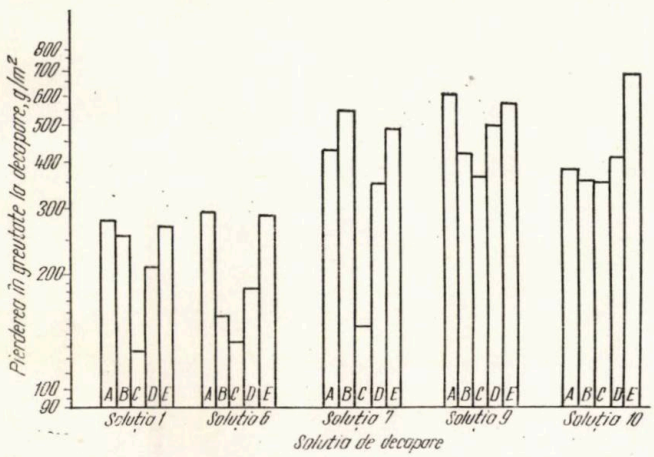


Fig. 10. Influența tratamentului termic asupra pierderii în greutate la decaparea oțelului 8C130: *A* – laminat; *B* – 800°C/aer – 45 min; *C* – 800°C/aer – 180 min; *D* – 800°C/apă – 45 min; *E* – 1 100°C/aer – 45 min.

evidență faptul că soluțiile 9, 7 și 10 sînt relativ puțin agresive. De asemenea a ieșit în evidență faptul că oțelurile tratate termic au o viteză de coroziune mai mare decît cele laminate. Acest lucru este și mai evident în figurile 10 și 11, în care se reprezintă variația pierderilor în greutate intervenite la decapare,

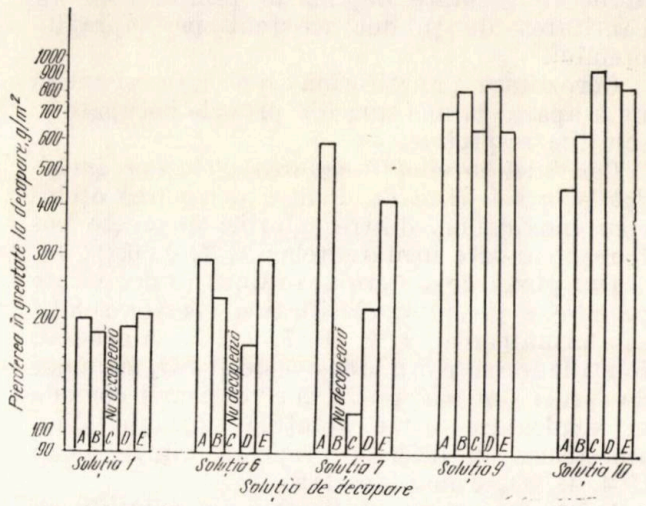


Fig. 11. Influența tratamentului termic asupra pierderii în greutate la decaparea oțelului 10C170: *A* – laminat; *B* – 800°C/aer – 45 min; *C* – 800°C/aer – 180 min; *D* – 800°C/apă – 45 min; *E* – 1 100°C/aer – 45 min.

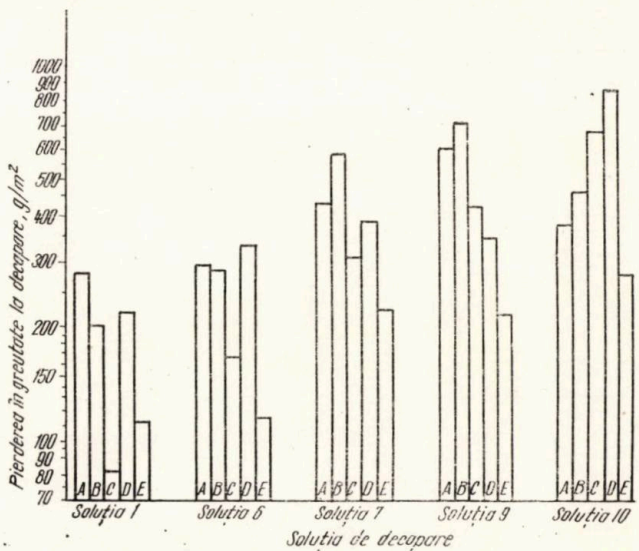


Fig. 12. Variația pierderilor în greutate la decaparea oțelurilor feritice în stare laminată, în diferite soluții acide: *A* – 8C130; *B* – 10C170; *C* – 12TC250; *D* – 12TC250; *E* – 1H21N5T.

în funcție de tratamentul termic aplicat oțelurilor 8C130 și 10C170.

Compoziția chimică, respectiv conținutul în crom, influențează direct asupra capacității de decapare a oțelurilor inoxidabile feritice (fig. 12), în sensul că creșterea conținutului în crom duce la scăderea pierderilor în greutate. Fenomenul se explică prin faptul că, o dată cu mărirea conținutului de crom, se mărește și

gradul de refractaritate a oţelului şi, ca urmare, cantitatea de ţunder format este mai redusă.

Pierderile foarte mici în greutate intervenite la decaparea oţelului refractar ferito-austenitic 1H21N5T, în raport cu pierderile intervenite la decaparea celorlalte mărci de oţel inoxidabil feritic subliniază încă o dată faptul că pierderile în greutate depind în primul rînd de cantitatea de ţunder existent pe suprafaţa oţelului.

Coroziunea punctiformă sau intercristalină nu a apărut la nici una din probele decapate în soluţiile respective.

Concluzii privind decaparea oţelurilor inoxidabile în soluţii acide. Pentru decaparea oţelurilor inoxidabile, dintre soluţiile încercate pot fi recomandate următoarele: 1, 7, 4, 6, 9, 10.

Din punct de vedere al ordinei de nocivitate pe care o prezintă, clasificarea acestor soluţii este următoarea: 4, 9, 10, 7, 6 şi 1. În general, soluţiile formate din amestec de H_2SO_4 cu adaos de săruri sînt mai puţin nocive şi mai comode în exploatare decît soluţiile formate din amestecuri în diferite proporţii dintre acizii HCl, HNO_3 şi mai ales HF.

Avînd în vedere că fiecare din soluţiile de decapare indicate are avantaje şi dezavantaje, recomandarea unei anumite soluţii, valabilă pentru multitudinea condiţiilor practice pe care le pune decaparea acestor oţeluri, nu se poate face.

În cazul oţelurilor austenitice, ordinea recomandării soluţiilor, din punct de vedere al pierderilor de metal şi al consumului de reactivi, este 7, 9, 6, 1, 4 şi 10, iar din punct de vedere al productivităţii (al duratei de decapare) ordinea recomandării este 10, 9, 6, 7, 1 şi 4.

Dintre factorii care influenţează asupra structurii ţunderului şi, implicit, asupra decapabilităţii oţelurilor inoxidabile austenitice, un rol important îl are compoziţia chimică a oţelului.

Astfel, oţelul inoxidabil austenitic de tip Cr—Mn—Ni—N prezintă la decapare pierderi în greutate şi viteze de coroziune de cîteva ori mai mari decît oţelurile inoxidabile austenitice de tip 18—8 sau 25—20.

Pentru oţelurile feritice ordinea recomandării soluţiilor este 9, 6, 10, 1 şi 7, din punct de vedere al productivităţii, şi 9, 10, 1, 6 şi 7, din punct de vedere al pierderilor de metal. Este de remarcat faptul că soluţiile care dau pierderi în greutate mari au viteze de coroziune mici.

Variaţia caracteristicilor mecanice în funcţie de geometria îmbinării ţevilor sudate elicoidal

Ing. GH. IVANOFF şi ing. C. PETRESCU
Fabrica de ţevi sudate – Bucureşti

CZ 621.774.2 : 539.4/.5

LA VARIATION DES CARACTÉRISTIQUES MÉCANIQUES EN FONCTION DE LA GÉOMÉTRIE DE L'ASSEMBLAGE DES TUBES À SOUDURE HÉLICOÏDALE

En tenant compte des résultats des expériences et des épreuves courantes, on recommande que le processus technologique soit établi de telle manière que la dénivellation aux extrémités de la bande ne dépasse pas 1,6 mm, cette valeur étant considérée comme la limite maximum pour les cordons de soudure des tubes à soudure hélicoïdale, quand l'épaisseur de la bande est de 7 — 8 mm.

Les dénivellations jusqu'à 1,6 mm n'ont aucune influence sur la résistance de rupture à l'extension; on peut donc affirmer que ces valeurs de la dénivellation peuvent être supportées par le cordon de soudure, sans diminuer la qualité des tubes soudés. Cette constatation facilite le contrôle et l'appréciation de la qualité du cordon de soudure, donc des tubes à soudure hélicoïdale.

VARIATION OF MECHANICAL CHARACTERISTICS WITH JOINT CONFIGURATION IN HELICOIDALLY WELDED TUBES

Taking into account results obtained during investigations and in usual tests, the paper recommends to choose a technological process such as to obtain band border uneveness not exceeding 1.6 mm, this value being considered as a maximum for welding seams in tubes welded helicoidally out of bands with 7—8 mm thickness.

Presented data emphasize that uneveness up to 1.6 mm does not affect directly tensile strenght, which means that these uneveness values may be taken over by the welding seam, without inducing a decrease in welded tube quality. The matter is very useful in welding seam, respectively helicoidally welded tube control and quality estimation.

Răspunzînd necesităţii de cunoaştere a influenţei geometriei îmbinării sudate (prin abaterile dimensionale şi de simetrie) asupra caracteristicilor mecanice ale probelor prelucrate din ţevi sudate elicoidal la interior şi exterior (sudură în X) sub strat de flux, s-au efectuat în laborator o serie de experimentări.

Cunoaşterea dependenţei caracteristicilor mecanice ale cordonului de sudură de geometria acestuia este importantă deoarece calitatea ţevilor sudate sub strat de flux este dictată, în mare măsură, se poate spune chiar hotărîtor, de calitatea cordonului de sudură.

După determinarea influenţei factorilor geometrici, cunoscînd felul şi mărimea abaterii, se poate interveni în procesul tehnologic de formare a ţevilor sudate elicoidal, pentru îmbunătăţirea factorilor cu pondere mai mare în valoarea caracteristicilor mecanice. În experimentare s-a urmărit să se analizeze probele care prezentau abaterile cele mai des întîlnite la ţevile fabricate, în scopul cunoaşterii reale a limitelor de influenţă a acestor abateri şi al stabilirii limitelor admisibile în procesul tehnologic.

Factorii urmăriţi în experimentare au fost:

— Unghiul de trecere (α şi α_1), unghi format de tangenta punctului de întîlnire a curbei conturului de sudură cu dreapta rezultată prin prelungirea segmentului LO, conform figurii 1.

— Denivelarea — definită prin valoarea măsurată la marginile benzii după formare (sudare), dată de prelungirea segmentului de dreaptă LO spre cordonul de sudură. Valoarea denivelării se obţine prin măsurarea distanţei d, conform figurii 2.

Influenţa altor factori ca: devierea cordonului de sudură, înălţarea, canalele de arsură la marginea cordonului, nepătrunderile etc. se vor urmări în experimentările viitoare.

Pentru experimentare s-au prelevat epruvete din diferite ţevi care prezentau abateri privind factorii arătaţi anterior.

Epruvetele s-au pregătit, în vederea încercărilor mecanice, conform STAS 5540—57 şi STAS 6898—63. Rezultatele obţinute s-au comparat cu rezultatele probelor prelevate din ţevi fără abateri, din acelaşi material de bază (cu acelaşi material auxiliar) şi cu acelaşi regim de sudare.

În tabela 1 sînt prezentate rezultatele obţinute privind factorul unghi de trecere. Trebuie menţionat faptul că unghiurile mai mari apar frecvent la cordonul interior, acesta fiind mai îngust decît cordonul exterior şi avînd o poziţie

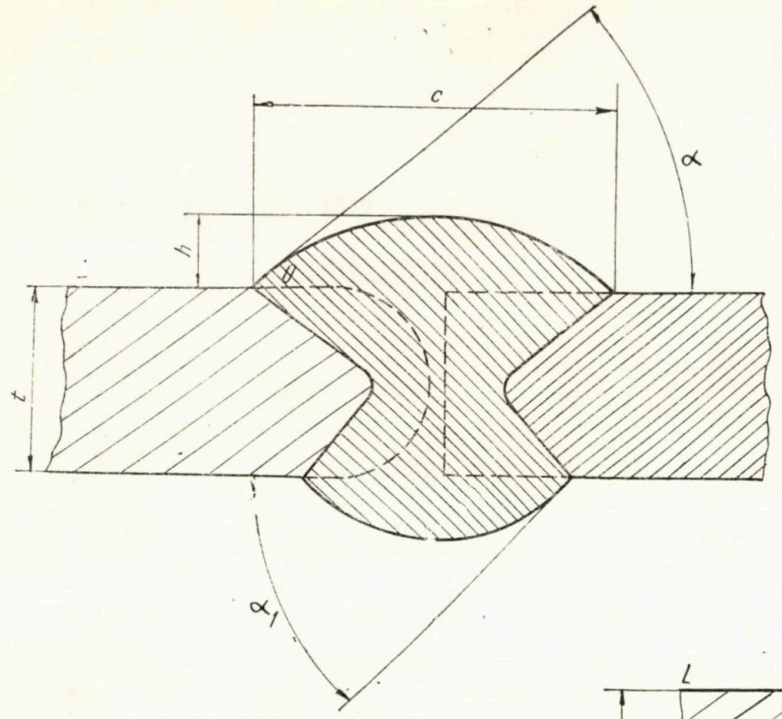


Fig. 1. Unghiul de trecere format:
t – grosimea benzii; c – lățimea cordonului; h – suprainălțarea cordonului; α, α_1 – unghiurile de trecere.

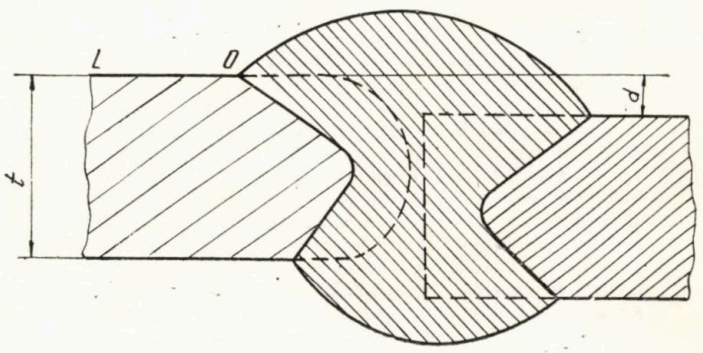


Fig. 2. Denivelarea formată la marginile benzii:
t – grosimea benzii; d – denivelarea.

Tabela 1

Nr. probei	Materialul		Valoarea unghiului de trecere, grade		Rezistența de rupere la tracțiune, kgf/mm²		Îndoirea pe dorn, grade	
	Calitatea	Grosimea, mm	Cordonul interior	Cordonul exterior	Realizat	Impus de STAS	Realizat	Impus de STAS
204	VSt. 3	7	30; 30	45; 50	42	38	90	180
202	VSt. 3	7	50; 40	60; 45	46	38	90	180
116	VSt. 3	7	45; 30	30; 30	39	38	90	180
119	VSt. 3	7	45; 30	30; 30	43	38	90	180
227	VSt. 3	7	50; 45	50; 50	39	38	180	180
250	VSt. 3	7	50; 45	60; 45	41	38	180	180
123	VSt. 3	7	60; 70	40; 30	38	38	90	180
218	VSt. 3	7	65; 70	70; 50	37	38	90	180
110	VSt. 3	7	80; 70	45; 45	36	38	45	180
268	VSt. 3	7	80; 70	50; 50	37	38	45	180
155	VSt. 3	7	90; 80	70; 60	32	38	180	180
130	VSt. 3	7	90; 85	30; 45	36	38	90	180
215	14 G	7	30; 45	30; 35	48	46	180	180
132	14 G	7	30; 45	70; 60	47	46	180	180
206	14 G	7	50; 45	45; 30	48	46	180	180
213	14 G	7	45; 45	70; 45	48	46	180	180
2 464	14 G	7	55; 65	35; 45	50	46	180	180
2 237	14 G	7	60; 55	35; 40	45	46	180	180
2 128	14 G	7	65; 50	30; 30	42	46	180	180
2 243	14 G	7	70; 45	30; 35	41	46	180	180
2 031	14 G	7	80; 80	70; 45	44	46	180	180
2 016	14 G	7	80; 90	45; 45	45	46	180	180
2 133	14 G	7	80; 90	50; 45	44	46	180	180
2 237	14 G	7	80; 80	30; 30	44	46	180	180
2 106	14 G	7	90; 90	50; 50	42	46	180	180
224	14 G	7	90; 85	40; 45	41	46	180	180

a materialului de bază avantajoasă unghiurilor mari (mai ales la diametrele mici, de 419 şi 521 mm). Avînd în vedere acest fapt, în experimentare se urmăresc unghiurile în ordinea mărimii lor la cordonul interior.

Gruparea rezultatelor experimentale în tabelă s-a făcut în ordinea creşterii valorii unghiului, începînd cu valoarea $\alpha = 30°$ şi terminînd cu $\alpha = 90°$, format de cordonul de sudură interior.

Pentru fiecare valoare a unghiului s-au încercat două epruvete din ţevi diferite (formate în condiţii similare).

Rezultatele încercărilor mecanice (rezistenţa la rupere şi îndoirea pe dorn) ale probelor luate în experimentare cu valori diferite ale unghiului de trecere, începînd cu valoarea $\alpha = 30°$, se prezintă în tabela 1. În coloana valorii unghiului de trecere, prima valoare a fiecărei probe reprezintă valoarea unghiului în partea în care s-a produs ruperea.

Analizînd rezultatele din tabelă se observă atît la probele din material VSt.3, cît şi la cele din 14 G, că o dată cu creşterea unghiului de trecere α peste 60°, rezultatele încercărilor mecanice (rezistenţa de rupere la tracţiune şi îndoirea pe dorn) încep să fie influenţate negativ, ajungînd ca, la valori ale unghiului de $\alpha = 90°$, rezistenţa la rupere să scadă cu circa patru unităţi. Scăderea valorii rezistenţei la tracţiune, în funcţie de creşterea unghiului de trecere, nu se respectă însă riguros, deoarece multitudinea factorilor care concură la stabilirea rezistenţei după sudare (microstructura, compoziţia, laminarea finală, cantitatea de incluziuni nemetalice, de gaze în oţel etc.) face practic imposibilă varierea treptată numai a factorului analizat — unghiul de trecere. Acest fapt motivează rezultatele întîmplătoare obţinute în unele cazuri. De exemplu se pot obţine valori corespunzătoare pentru rezistenţa

Tabela 2

Treapta de denivelare, mm	Nr. crt.	Nr. probei	Materialul		Valoarea denivelării, mm		Rezistenţa de rupere la tracţiune, kgf/mm²		Îndoirea pe dorn, grade		Media valorilor rezistenţei de rupere, kgf/mm²	Valoarea transformată, kgf/mm²
			Calitatea	Grosimea, mm	Interior	Exterior	Realizat	Impus de STAS	Realizat	Impus de STAS		
1,2	1	2 280	St. 52.3	7	1,2	1,2	52	50	180	180	50,3	46,2
	2	2 277	St. 52.3	7	1,2	1,2	48	50	90	180		
	3	2 239	St. 52.3	7	1,2	1,2	51	50	180	180		
	4	2 279	St. 52.3		0	0	50	50	180	180		
1,4	5	2 89	St. 3	7	1,4	1,4	39	38	45	180	43	53
	6	2 405	St. 3	7	1,2	1,4	47	38	90	180		
	7	2 562	St. 3	7	0	0	41	38	180	180		
1,6	8	2 022	14 G	7	1,6	1,6	53	46	180	180	48	46
	9	2 106	14 G	7	1,6	1,6	45	46	90	180		
	10	2 012	14 G	7	1,6	1,6	46	46	180	180		
	11	2 021	14 G	7	0	0	53	46	180	180		
1,8	12	2 376	14 G	7	1,8	1,8	42	46	180	180	43,7	46
	13	2 359	14 G	7	1,8	1,8	44	46	180	180		
	14	2 464	14 G	7	1,8	1,8	45	46	180	180		
	15	2 375	14 G	7	0	0	46	46	180	180		
2,00	16	2 187	St.52-3	7	2,2	2	46	50	180	180	47,5	43,7
	17	2 238	St.52-3	7	2	2	49	50	90	180		
	18	2 272	St.52-3	7	0	0	51	50	180	180		
2,2	19	203	14 G	7	2,2	2,2	44	46	180	180	43	46
	20	224	14 G	7	2,2	2,2	42	46	180	180		
	21	206	14 G	7	0	0	47	46	180	180		
2,4	22	1 986	14 G	7	2,4	2,4	42	46	180	180	41,5	46
	23	1 977	14 G	7	2,4	2,4	41	46	180	180		
	24	1977/1	14 G	7	0	0	50	46	180	180		
2,6	25	2 360	14 G	7	2,6	2,6	39	46	180	180	40,5	46
	26	2 406	14 G	7	2,6	2,6	42	46	180	180		
	27	2 430	14 G	7	0	0	47	46	180	180		
2,8	28	231	14 G	7	2,8	2,8	40	46	90	180	40,5	46
	29	219	14 G	7	2,8	2,8	41	46	180	180		
	30	213	14 G	7	0	0	46	46	180	180		
3,00	31	2 338	St.52-3	7	3	3	40	50	90	180	42,5	39,1
	32	2 280	St.52-3	7	3	3	45	50	90	180		
	33	2 280/1	St.52-3	7	0	0	50	50	180	180		

de rupere la tracțiune, uneori chiar și la unghiuri care depășesc 60°.

În ceea ce privește rezultatele încercărilor de îndoire pe dorn, acestea nu sînt practic influențate de unghiul de trecere α al cordonului de sudură, deoarece prin operația de pregătire a epruvetelor se înlătură porțiunea din cordonul de sudură care depășește suprafața materialului de bază.

În urma analizei rezultatelor obținute în laboratorul de încercări mecanice pe diferite probe de țevi sudate elicoidal se recomandă evitarea la cordoanele de sudură a unghiurilor mai mari de 60°. Această valoare se consideră ca valoare limită pentru unghiurile de trecere de la cordon la materialul de bază. Se recomandă, de asemenea, ca la stabilirea procesului tehnologic să se urmărească obținerea cordonului de sudură cu unghiuri în jurul valorii de 45°, asigurîndu-se în felul acesta, pe lîngă o rezistență de rupere la tracțiune bună, și o trecere lină de la cordonul de sudură la corpul țevii.

Pentru urmărirea influenței denivelării asupra caracteristicilor mecanice s-au analizat 33 epruvete, prelevate conform STAS 5540—57 și STAS 6898—63, din țevi care prezentau valori diferite ale denivelărilor la marginile benzii.

S-au ales denivelări cuprinse între 1,2 și 3 mm, acestea dovedindu-se a fi cele mai des întîlnite. Denivelările datorate laminării marginii benzii, neinfluențînd practic caracteristicile mecanice (ele fiind în general sub un milimetru), nu s-au luat în considerare. Rezultatele încercărilor mecanice (rezistența la rupere și îndoirea pe dorn) pentru probele pregătite în ordinea creșterii valorii denivelării (zece trepte de denivelare: 1,2; 1,4; 1,6; 1,8; 2; 2,2; 2,4; 2,6; 2,8 și 3 mm) se prezintă în tabela 2. Pentru fiecare treaptă de denivelare s-au analizat trei sau patru epruvete, dintre care una era fără denivelare, servind pentru comparație.

Epruvetele care se folosesc pentru compararea rezultatelor sînt prelevate din țevi fabricate în aceleași condiții și cu același material de bază (aceeași șarjă de elaborare) ca și epruvetele care prezintă denivelări la cordonul de sudură.

În figura 3 s-au transpus grafic rezultatele prezentate în tabela 2, luînd pe abscisă denivelarea în zecimi de milimetri și pe ordonată, rezistența la rupere, în kgf/mm². Pentru epruvetele cu denivelări s-a luat ca bază oțelul din grupa a IV-a cu $\sigma_r = 46$ kgf/mm² (STAS 6898—63). Transformînd proporțional rezultatele celorlalte oțeluri (MK, St. 52—3 și St. 3), s-a obținut alura curbei de variație a rezistenței de rupere la tracțiune, în funcție de denivelare.

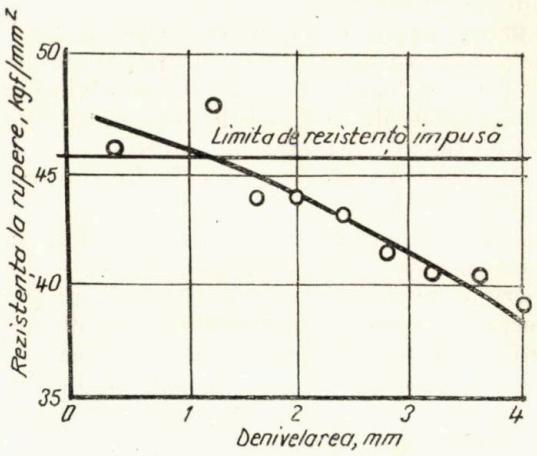


Fig. 3. Diagrama de variație a rezistenței de rupere la tracțiune în funcție de denivelarea la marginile benzii.

Concluzii

Ținînd seamă de rezultatele obținute în experimentare și de cele obținute anterior experimentării la probele curente, se recomandă ca stabilirea procesului tehnologic să se facă în așa fel, încît denivelarea la marginile benzii să nu depășească 1,6 mm, această valoare considerîndu-se drept limită maximă pentru cordoanele de sudură la țevile sudate elicoidal din material (banda) cu grosimea de 7—8 mm.

Se recomandă, de asemenea, ca laminarea executată la una din marginile benzii prin rolele de ghidare să nu depășească o creștere a grosimii benzii de 1,6 mm. Această creștere de grosime, avînd în vedere că apare pe o singură margine a benzii, se recomandă să fie repartizată în timpul formării în matriță a țevii și la interior și la exterior în mod egal, pentru a diminua efectul negativ al denivelării, care se poate amplifica în cazul suprapunerii unei denivelări reale.

După cum reiese din tabela 2 și din figura 3, denivelările pînă la 1,6 mm nu afectează direct rezistența de rupere la tracțiune, deci se poate spune că aceste valori ale denivelării pot fi preluate de cordonul de sudură, fără a diminua calitatea țevilor sudate. Acest lucru va ajuta substanțial la controlul și la aprecierea calității cordonului de sudură, respectiv țevilor sudate elicoidal.

Transformarea izotermă a austenitei într-un oţel Cr–Ni de cementare

Dr. ing. A. ALOMAN
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 669.15'24'26–194 : 669.112.227.3 (084.21)

LA TRANSFORMATION ISOTHERME DE L'AUSTÉNITE DANS UN ACIER Cr–Ni DE CÉMENTATION

En appliquant la méthode thermomagnétique complétée avec des études microscopiques, on a tracé pour la première fois le diagramme transformation-température-temps pour l'acier allié de cémentation 15 CN 15. On a déterminé les points critiques Ac_1, Ac_3, Ar_1, Ar_3 et en même temps la température du début de la transformation martensitique M_s. On a précisé aussi la quantité de l'austénite résiduelle dans les épreuves trempées et la grandeur du grain d'austénite.

Les résultats des expériences et les matériaux graphiques présentés représentent une contribution à la caractérisation et à la connaissance des propriétés et des possibilités de traitement thermique de l'acier 15 CN 15.

Grâce à ses excellentes propriétés, l'acier 15 CN 15 est indiqué pour la fabrication sur une grande échelle, des pièces cémentées fortement sollicitées.

ISOTHERMAL TRANSFORMATION OF AUSTENITE IN A Cr–Ni CEMENTATION STEEL

The paper presents the transformation-temperature-time diagram, for 15CN15 cementation structural alloy steel, plotted for the first time by means of a thermomagnetical method, completed by microscopic studies.

Ac_1, Ac_3, Ar_1, Ar_3 transformation points for the studied steel, as well as temperature of martensitic transformation start M_s were established. Quantity of residual martensite was also measured in quenched specimens as well as austenitic grain size.

Obtained experimental results and diagrams contribute to the knowledge of properties, characteristics and treating possibilities of 15CN15 steel.

Due to its optimal properties, utilization on a large scale of 15CN15 steel is recommended for heavy-duty cemented parts.

În lucrarea de faţă se prezintă unele rezultate obţinute în studierea oţelului aliat de cementare, 15 CN 15 (X), recent asimilat şi recomandat a se utiliza la confecţionarea de piese mari cementate, puternic solicitate ca, de exemplu: roţi şi coroane dinţate mari, axe canelate, cruci cardanice, arbori, tije de piston etc.

Cercetările s-au efectuat pe probe din oţelul 15 CN 15 elaborat în cuptor electric bazic. Compoziţia chimică a oţelului a fost următoarea: 0,15% C; 0,27% Si; 0,58% Mn; 1,52% Ni; 1,42% Cr; 0,023% P; 0,018% S.

Punctele critice ale oţelului au fost determinate la un dilatometru tip Chevenard (montaj nediferenţial) şi au avut următoarele valori: $Ac_1 = 712°C$; $Ac_3 = 793°C$; $Ar_1 = 678°C$ şi $Ar_3 = 775°C$.

Pentru determinarea mărimii grăuntelui de austenită s-a folosit metoda recoacerii complete, aplicabilă oţelurilor moi. Proba a fost încălzită şi menţinută 5 h la 900°C, iar răcirea s-a efectuat lent, o dată cu cuptorul. Prin compararea cu scara etalon s-a obţinut mărimea de grăunte 6. Deci, oţelul elaborat 15 CN 15 are un grăunte ereditar de austenită fin.

Pentru studierea transformării izoterme a austenitei în oţelul 15 CN 15 (construirea diagramei TTT) s-a folosit o metodă magnetică completată cu cercetări microscopice şi de microduritate. Cinetica transformării a fost determinată la un termomagnetometru (anizometru Akulov), care permite studierea cineticii oricărei transformări de fază însoţite de variaţia magnetizării de saturaţie a probei, paralel cu dezvoltarea acestei transformări [1], [2].

Probele au fost austenitizate 10 min la 840°C.

Menţinerea izotermă s-a efectuat la 375, 400, 425, 450, 475, 500, 525, 550, 575, 600 şi 650°C. Perioada de incubaţie a austenitei s-a măsurat în momentul cînd transformarea a ajuns la 1%. Curbele cinetice de descompunere izotermă a austenitei sînt prezentate în figurile 1, 2 şi 3, iar diagrama TTT a oţelului 15 CN 15, în figura 4.

În diagrama TTT, curbele pline reprezintă începutul separării feritei, începutul transfor-

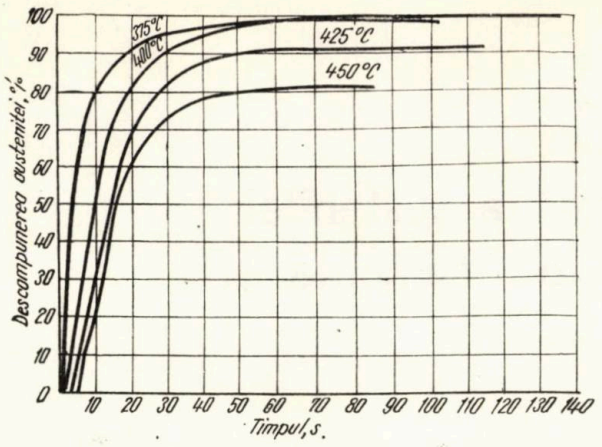


Fig. 1. Cinetica descompunerii izoterme a austenitei la 375, 400, 425 şi 450°C.

(fig. 7) şi la 450°C. Bainita inferioară are aspect acicular, asemănător cu fondul de martensită, însă este mai uşor atacabilă. Este cunoscut faptul că formarea bainitei începe cu germinarea şi creşterea unor lamele de ferită, în timp ce formarea perlitei începe cu separarea unor lamele de cementită.

În cazul oţelurilor hipoeutectoide, descompunerea austenitei subrăcite începe cu separarea feritei properlitice sau probainitice. Trecerea de la separarea feritei properlitice la transformarea perlitică este uşor observabilă la microscop (fig. 11—13). Trecerea de la separarea feritei probainitice la transformarea bainitică este cu atît mai greu observabilă, cu cît temperatura menţinerii izoterme este mai scăzută (fig. 8, 9 şi 10). Unii cercetători

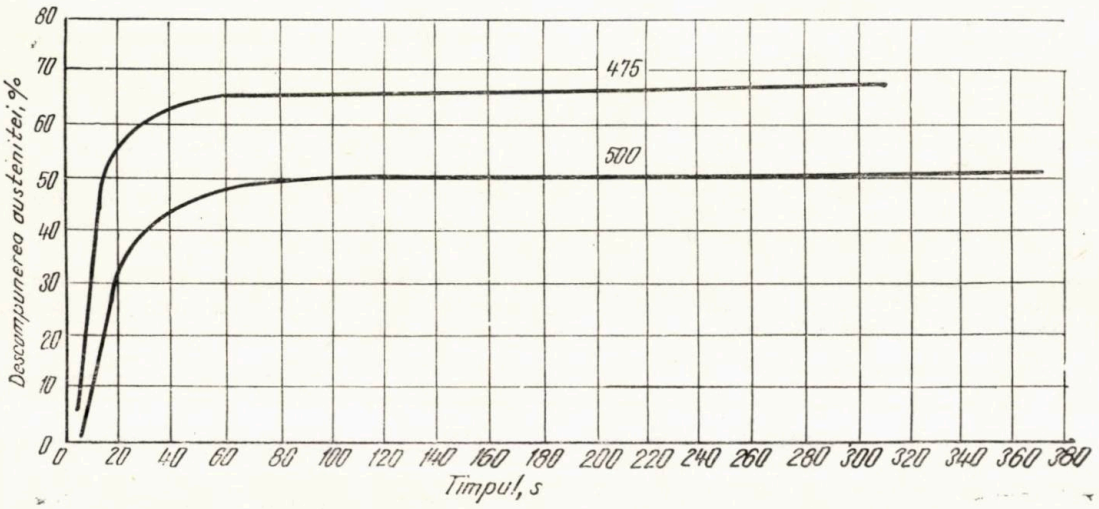


Fig. 2. Cinetica descompunerii izoterme a austenitei la 475 şi 500°C.

mării perlitice şi bainitice, respectiv sfîrşitul acestor transformări. Curbele punctate izoprocentuale reprezintă un anumit procent de fază paramagnetică (austenită), transformată într-o fază sau într-un amestec de faze cu proprietăţi feromagnetice.

Studiul microscopic s-a efectuat pe probe austenitizate 10 min la 840°C, menţinute izoterm la diferite durate de timp, la temperaturile alese pentru descompunerea izotermă a austenitei şi răcite în apă.

În figurile 5—13 se prezintă, la mărirea de × 500, unele din microstructurile obţinute.

La 375 şi 400°C, transformarea austenitei are loc rapid. Se ajunge la 99% transformare în 60 s, respectiv în 105 s. Structura probelor microscopice este formată din bainită inferioară şi martensită (fig. 5). Aceiaşi constituenţi structurali sînt prezenţi în structură şi la 425°C

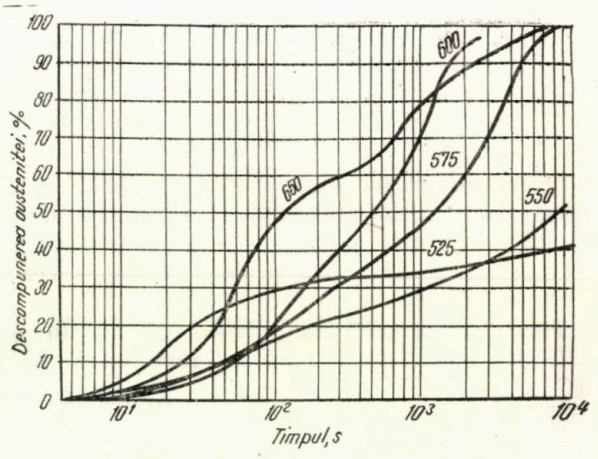


Fig. 3. Cinetica descompunerii izoterme a austenitei la 525, 550, 575, 600 şi 650°C.

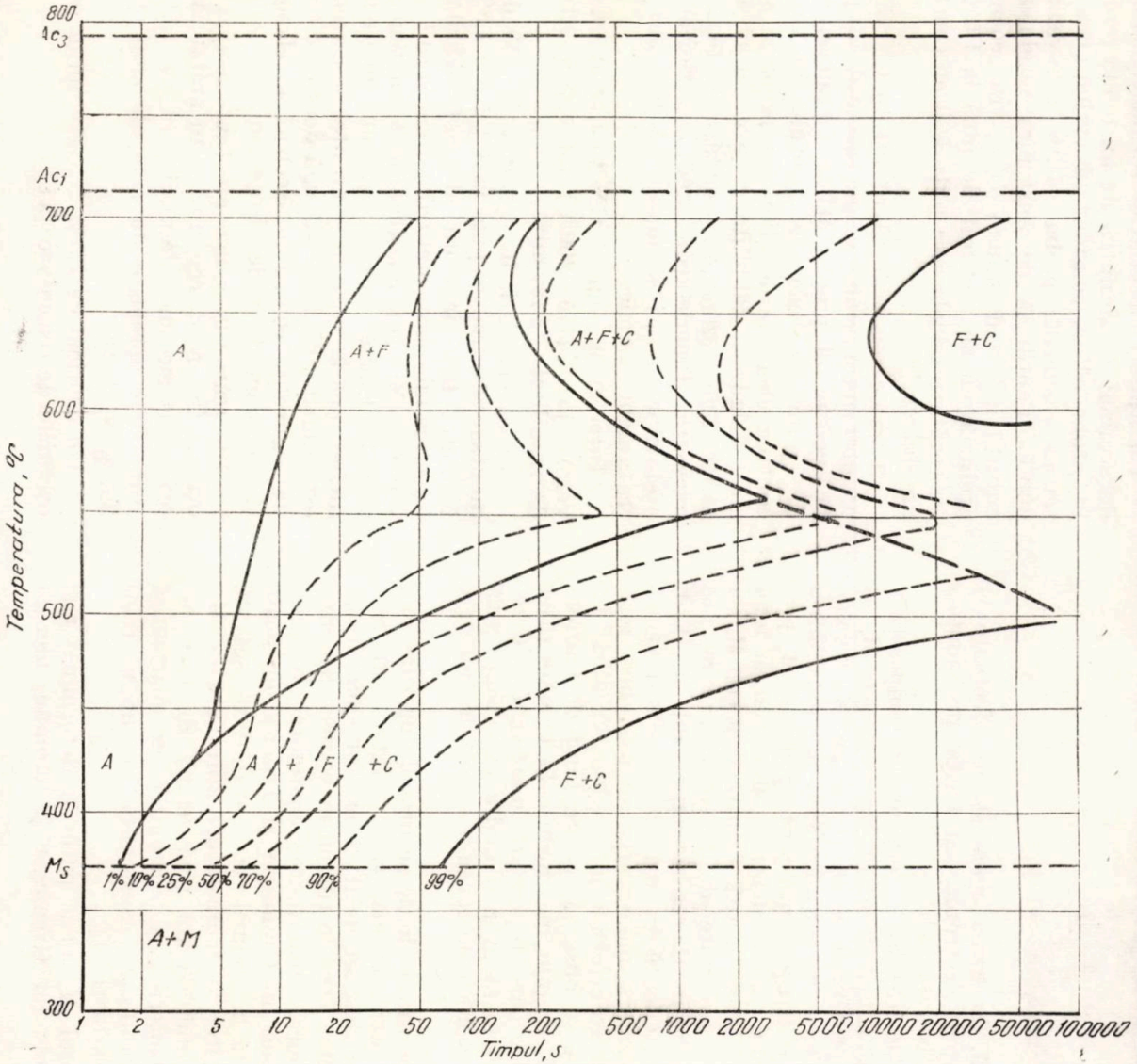


Fig. 4. Diagrama TTT pentru oțelul 15 CN 15.

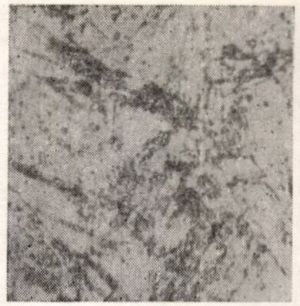


Fig. 5. Microstructura probei menținute 5 s la 400°C (× 500).

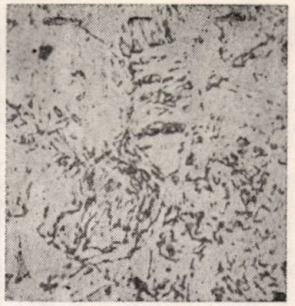


Fig. 6. Microstructura probei menținute 15 s la 400°C (× 500).

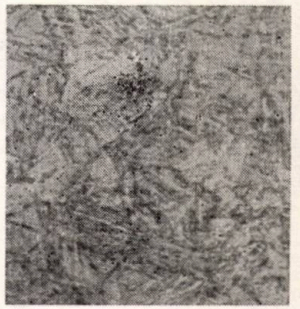


Fig. 7. Microstructura probei menținute 5 s la 425°C (× 500).

Fig. 8. Microstructura probei menținute 50 s la 475°C (× 500).

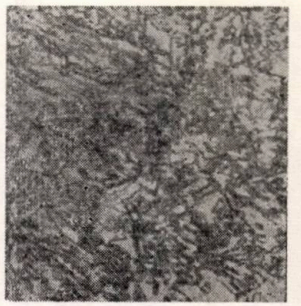


Fig. 9. Microstructura probei menținute 100 s la 475°C (× 500).

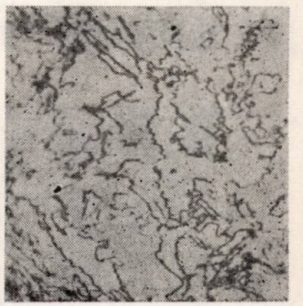


Fig. 10. Microstructura probei menținute 1000 s la 550°C (× 500).

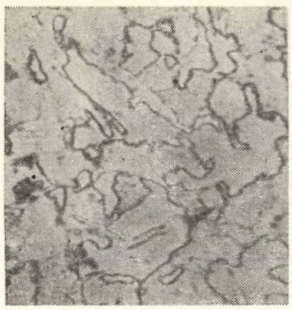


Fig. 11. Microstructura probei menținute 700 s la 600°C (× 500).

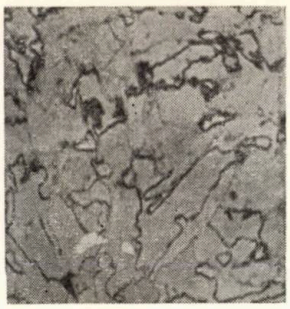


Fig. 12. Microstructura probei menținute 150 s la 650°C (× 500).

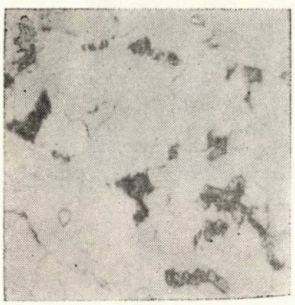


Fig. 13. Microstructura probei menținute 250 s la 650°C (×500).

consideră, în urma unor studii efectuate la microscopul electronic, că ferita probainitică este tot bainită [3].

S-a încercat ca determinarea temperaturii începutului transformării martensitice M_s să se facă prin metoda lui Greninger și Troiano [4]. Probele austenitizate s-au introdus într-o baie cu o temperatură peste punctul M_s presupus, unde s-au menținut 0,5 min și apoi s-au răcit brusc în apă. Prin răcirea sub M_s s-a format o cantitate de martensită care este revenită la încălzirea deasupra lui M_s. Prin răcirea ulterioară în apă, martensita revenită nu mai suferă modificări, iar austenita reziduală se transformă în martensită albă. La microscop se observă, pe un fond de martensită albă, regiuni mai închise la culoare (ușor atacabile), care reprezintă martensita de revenire. S-au făcut mai multe experiențe pînă cînd martensita de revenire a fost în cantitate minimă.

S-a constatat însă, pe probele cu care s-au efectuat experiențele, că duritatea este sensibil mai scăzută decît aceea corespunzătoare martensitei. Deci în timpul menținerii izoterme a avut loc transformarea austenitei în bainită. Metoda lui Greninger și Troiano nu poate fi aplicată la oțelurile cu o stabilitate scăzută a austenitei la temperaturi apropiate de M_s. Această metodă nu ține seamă de transformarea izotermă a austenitei în martensită și de stabilizarea austenitei în timpul celor două mențineri [5].

Punctul M_s nu a putut fi determinat nici cu metoda lui Greninger și Troiano, nici cu metoda magnetică, datorită perioadei foarte mici de incubație a austenitei (1—2 s) în acest domeniu de temperatură.

Pentru oțelurile din această categorie, determinarea lui M_s se face cu ajutorul unor formule care au suficientă precizie pentru necesitățile practice [6]. În literatura de specialitate se propun numeroase formule de calcul al lui M_s [7]. Cele mai bune rezultate au dat formulele lui Nehrenberg [3] și Popov [8]. Formula lui Nehrenberg: $M_s = 500 - 300$ C $- 33$ Mn $- 22$ Cr $- 17$ Ni $- 11$ Si $- 11$ Mo, iar formula lui Popov: $M_s = 520 - 320$ C $- 50$ Mn $- 30$ Cr $- 20$ (Ni + Mo) $- 5$ (Cu + Si).

Pentru oțelul 15 CN 15, a cărui compoziție este dată mai sus, după formula lui Nehrenberg rezultă $M_s = 375{,}81$°C, iar după formula lui Popov, $M_s = 367{,}55$°C. S-a luat în considerare media acestor valori și s-a obținut $M_s = 372$°C.

Cu ajutorul instalației termomagnetice s-a determinat și cantitatea de austenită reziduală în probe călite, considerînd etalon (fără austenită reziduală) proba călită și revenită la 600°C. Cantitatea de austenită reziduală rezultată a fost de numai 7,3%. În general, la oțelurile cu un conținut de pînă la 1,5% Ni, austenita reziduală este puțină și nu constituie un defect [9].

Trebuie remarcat că oțelul 15 CN 15 este un oțel optim pentru cementare atît din punct de vedere al proprietăților mecanice, cît și din punct de vedere al prețului de cost. El conține elemente de aliere în proporții suficiente asigurării călibilității, granulației austenitice fine, rezilienței, durității și tenacității necesare. Proprietățile mecanice ridicate ale oțelurilor Cr—Ni se manifestă mai ales după tratamente termice.

Întrucît oțelului 15 CN 15 i se aplică o revenire joasă (175—200°C) nu există pericolul de fragilitate de revenire.

În diverse țări, în oțelurile Cr—Ni de cementare se introduce pînă la 5% Ni și 1,8% Cr. Nichelul fiind însă un element deficitar se încearcă înlocuirea oțelurilor Cr—Ni cu Cr—Mn sau Cr—Ni—Mn, micșorîndu-se conținutul de nichel. Există părerea că un conținut de nichel pînă la 3,5%, într-un oțel de cementare, este inutil [10]. El se adaugă doar ca o măsură de siguranță contra impreciziei în elaborarea și tratamentul termic al oțelului.

Încercările mecanice efectuate asupra unor oțeluri Cr—Ni de cementare au arătat că proprietățile mecanice ale unui oțel cu 1,5% Ni sînt foarte apropiate de cele ale unui oțel cu 3,5% Ni [12].

Un conținut de 1,5% Ni este optim pentru oțelurile de cementare [11].

BIBLIOGRAFIE

[1] Livşit B. G. *Fiziceskie svoistva metallov i splavov.* Moscova, Maşghiz, 1946.

[2] Rotenstein B. şi Drăgan N. *Descompunerea izotermă a austenitei în oţelul Arc 3.* Studii şi cercetări de metalurgie, vol. 4, nr. 4, 1959, p. 493.

[3] Delbart G. şi Constant A. *Courbes de transformation des aciers de fabrication française.* IRSID, Saint-Germain en Laye, vol. 1, 1953, vol. 2, 1956.

[4] Greninger A. B. şi Troiano A. R. *The Kinetics of Martensitic Transformation in Steel.* Transactions A.S.M., vol. 28, 1940, p. 537.

[5] Ramachandran E. G. şi Dasarathy C. *Austenite Transformation and the Greninger-Troiano Technique.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 192, partea a 3-a, 1959, p. 268.

[6] Moiselnko A. S. *Mehaniceskie svoistva izotermiceski zakalennoi stali.* Moscova, Maşghiz, 1956.

[7] Steven W. şi Haynes A. G. *The Temperature of Formation of Martensite and Bainite in Low-alloy Steel.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 183, part. 4, 1956, p. 349.

[8] Popov A. A. şi Nagornov N. P. *Strukturnie prevraşcenia i mehaniceskie svoistva hromonikelmolibdenovîh stalei.* Moscova, Maşghiz, 1949.

[9] Vozenilek B. *Tratamentul termic raţional al oţelurilor de cementare,* Bucureşti, I.D.T., 1959.

[10] Patterman O. *Le choix des aciers pour engrenages et leur traitements thermiques.* La Metallurgie et la Construction Mecanique, vol. 89, nr. 4—7, 1957.

[11] Künstscher W., Kilger H. şi Biegler H. *Technische Baustahle.* Verlag W. Knapp, Haale, 1958.

[12] Kiessler H. şi Kunze E. *Einfluss der Abmessung und Härtetemperatur auf Härte und Zähigkeit von Einsatzstählen.* Stahl und Eisen, vol. 74, nr. 12, 1954, p. 768.

„TRAFILERIE E LAMINATOI DI METALLI"

Sediul social: Milano—2, Via Togni
Uzinele: Milano—Casarza Ligure—Villa Carcina—Pieve Emanuele

Metale şi aliaje: cupru, aluminiu, zinc, sub formă de:
table, benzi înguste, benzi, sîrme, ţevi, bare, profile

Aliaj uşor „Itallumag" UNI 3573—3574—3575—3576 rezistent la coroziunea apei de mare

Conductori electrici (neacoperiţi) din: cupru, aluminiu, almelec—cablu cu inimă de oţel—,table de mari dimensiuni

PUBLICOM

Influenţa solicitărilor la îndoire şi tensionare în procesul de prelucrare a cuprului electrotehnic pentru cabluri şi conducte electrice

Ing. C. CRUCERU
Institutul de cercetare şi proiectare pentru industria electrotehnică

CZ 669.3 : 621.315.5

L'INFLUENCE DES SOLLICITATIONS AU PLIAGE ET À LA TENSION DANS LE PROCESSUS D'USINAGE DU CUIVRE ÉLECTROTECHNIQUE POUR CÂBLES ET CONDUITES ÉLECTRIQUES

L'article contient le résultat des recherches et des expériences effectuées sur le fil de cuivre affecté aux câbles et aux conducteurs électriques. On tire des conclusions pratiques en ce qui concerne l'orientation du processus de tréfilage et de recuit du fil de cuivre électrotechnique, en vue de l'amélioration de son comportement à la flexion. Dans ce but, après avoir montré l'importance qu'a la sollicitation au pliage et à la tension du cuivre électrotechnique destiné aux conduites électriques, on présente plusieurs cas concrets concernant le fil du cuivre utilisé à la fabrication des câbles électriques. Les résultats sont donnés sous forme de tableaux et de graphiques avec l'indication des meilleures valeurs des sollicitations qui doivent être appliquées lors de l'usinage du cuivre. Dans ce sens on mentionne la limite d'écoulement, la résistance à la rupture et l'allongement dont on doit tenir compte au tréfilage du cuivre électrolytique.

INFLUENCE OF BENDING AND TENSION STRESSES DURING PROCESSING OF ELECTROTECHNICAL COPPER FOR ELECTRIC CABLES AND CONDUCTORS

The paper contains results of several investigations and experiments, performed on copper wire for cables and conductors. The paper presents results of experiments and practical conclusions are drawn regarding orientation of wire drawing and annealing process, in view to improve its bending behaviour. With that end in view, and after emphasizing the importance of bending and tensioning of electrotechnical copper for electric conductors, the paper presents a series of actual investigated cases, regarding copper wire utilized in electric cable manufacturing. Results of investigations and experiments are tabulated and plotted on diagrams and optimal values for stresses to be applied during copper processing are indicated. Along this line, flow limit, tensile strenght and elongation to be kept in view during electrolytic copper drawing, are mentioned.

Sîrma de cupru care intră în componenţa cablurilor şi a conductelor electrice trebuie să posede un mare grad de flexibilitate, rezistenţă electrică chimică mică şi conductibilitate cît mai ridicată, pentru a asigura calitatea corespunzătoare a transmisiei electroenergetice şi a semnalelor de telecomunicaţii.

O bună flexibilitate a cuprului depinde de starea lui de recoacere şi de condiţiile de trefilare şi de prelucrare, care se află într-o strînsă interdependenţă cu structura cristalină a cuprului [1].

Aplicarea unui proces corect de recoacere şi de prelucrare a sîrmei de cupru influenţează pozitiv asupra operaţiilor ulterioare de trefilare, conferă cablurilor şi conductoarelor electrice o bună comportare la îndoiri repetate, contribuie la mărimea duratei lor de viaţă şi la asigurarea unor parametri mecanici şi electrici superiori ai cablurilor electrice [1], [3].

În legătură cu cele arătate, se prezintă, în continuare, rezultatul unor cercetări şi experimentări efectuate pe cupru electrotehnic destinat fabricaţiei cablurilor şi conductelor electrice pentru instalaţii mobile [2].

Repartiţia eforturilor de tensionare şi încovoiere a sîrmei de cupru în procesul de trefilare este dată în figura 1 (*a*, *b*), care relevă că, la depăşirea limitei de curgere, repartiţia eforturilor se schimbă brusc, rămînînd liniară numai în zona de proporţionalitate (σ_p).

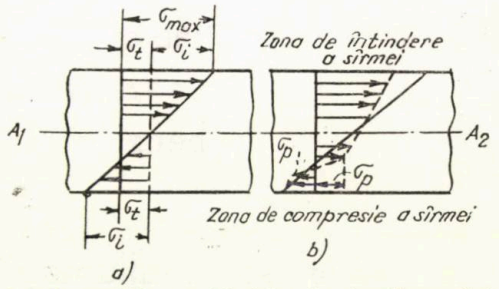


Fig. 1. Repartiţia rezistenţelor la tracţiune (σ_t) şi a rezistenţelor la încovoiere (σ_i) care iau naştere în procesul de trefilare a sîrmei : *a* — în domeniul elastic ; *b* — în domeniul plastic, după depăşirea limitei de curgere.

Pornind de la aceste considerente s-au luat eşantioane de cupru electrotehnic blanc, cu puritatea de 99,92%, cu diametrul de 1,6 mm şi cu lungimea de 150 mm, care au fost în prealabil recoapte la temperatura de 550°C. S-a determinat limita lor de curgere şi s-a găsit

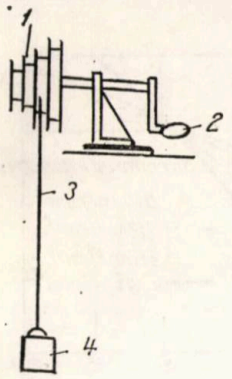


Fig. 2. Dispozitiv de încercare la întindere-îndoire a sîrmelor de cupru prin îndoire şi înfăşurare : *1* — dorn de îndoire cu diametre diferite ; *2* — manivelă ; *3* — probe de sîrmă ; *4* — sarcină.

că este 7 kgf/mm² cu o toleranţă de ± 0,5 kgf/mm². Încercările s-au efectuat cu ajutorul dispozitivului experimental indicat în figura 2.

Supunînd sîrma de cupru la îndoiri pe dorn cu ajutorul unei manivele, s-au măsurat alun-

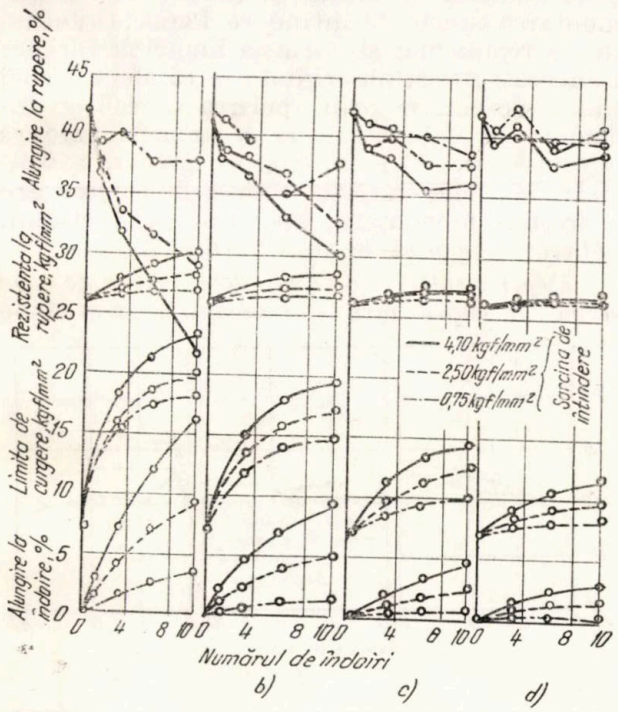


Fig. 3. Influenţa numărului de îndoiri, a sarcinii suplimentare şi a diametrului dornului asupra caracteristicilor mecanice a sîrmei de cupru moale : a — $D_{dorn} : D_{sîrmă} = 20$; b — $D_{dorn} : D_{sîrmă} = 40$; c — $D_{dorn} : D_{sîrmă} = 100$; d — $D_{dorn} : D_{sîrmă} = 200$.

girea la îndoire, limita de curgere, rezistenţa şi alungirea la rupere în funcţie de numărul îndoirilor sîrmei pentru trei sarcini diferite de întindere şi la patru diametre diferite ale dornului (fig. 3).

La solicitări mici de întindere, adică la 0,75 kgf/mm², rezistenţa şi alungirea la rupere au fost relativ puţin influenţate dar în mod sensibil a crescut limita de curgere.

Sîrmele au fost supuse apoi la o sarcină de 4,7 kgf/mm², pe un dorn cu diametru de 20 ori mai mare decît diametrul sîrmei, şi s-a determinat rezistenţa la rupere, S-a constatat că aceasta a crescut foarte puţin, de la 26 la 26,7 kgf/mm², în timp ce limita de curgere a crescut de la 7 la 14 kgf/mm². La fel s-a procedat şi pentru raporturile : $D_{dorn} : D_{sîrmă}$ egale cu 40, 100 şi 120. De aici a reieşit că practic se pot găsi calităţi de sîrmă de cupru care nu se deosebesc esenţial din punct de vedere al rezistenţei la rupere, dar care, în funcţie de raportul $D_{dorn} : D_{sîrmă}$ au grade diferite de înmuiere, deci de flexibilitate, ceea ce se explică prin mărimea diferită a limitelor diferite de curgere pe care le posedă sîrmele respective, reflectate în raportul $D_{dorn} : D_{sîrmă}$.

O primă concluzie este aceea că rezistenţa la rupere nu constituie o mărime care influenţează în mod clar flexibilitatea unei conducte de cupru electrotehnic. Pot exista solicitări posibile care, la aceeaşi limită de curgere, să dea naştere la rezistenţe la rupere diferite, aşa cum se arată în tabela 1.

De exemplu, în cazul în care sarcina de întindere este mai mare, iar dornurile au diametre mai mici, apar alungiri mari la îndoire şi se observă totodată o scădere a alungirii la rupere. La solicitări mari, astfel de sîrme au alungiri la îndoire şi la rupere care ajung pînă la 38%, aşa cum se vede în tabela 1, unde este prezentat cazul unei sîrme de cupru recoapte moi, după 1, 3 şi 10 duble îndoiri pe un dorn, avînd diametrul 20 d, respectiv 100 d (d — diametrul sîrmei) şi la încărcări suplimentare cuprinse între 0,75 şi 4,7 kgf/mm².

Aşa cum se constată din figura 3, după 10 îndoiri pe un dorn cu raportul $D_{dorn} : D_{sîrmă} = 20$ şi la o tensionare de 4,7 kgf/mm² alungirea la îndoire a sîrmei de cupru este 16%, iar sarcina de tensionare (4,7 kgf/mm²) se află mult sub limita de curgere.

Influenţa diametrului dornului de înfăşurare asupra limitei de curgere şi asupra alungirii la îndoire, ca măsură a micşorării secţiunii, se poate deduce mai clar cu ajutorul figurii 4. Dacă se menţine sarcina de întindere la

Tabela 1

Nr. de îndoiri	Raportul $D_{dorn} : D_{sîrmă}$	Sarcina de îndoire, kgf/mm²	Rezistenţa la rupere, kgf/mm²	Limita de curgere, kgf/mm²	Alungirea, %
1	20	2,5	26,45	12,5	37,5
10	100	0,75	26,45	10,0	38,5
3	20	0,75	26,6	15,8	40,0
10	20	0,75	27,0	18,0	37,5
3	20	4,7	27,8	18,0	31,5

valori mici (sub 1 kgf/mm²) pentru înfășurarea sîrmelor, deci pentru asigurarea flexibilității, este suficient dacă se aleg role cu diametrul de 100 *d*.

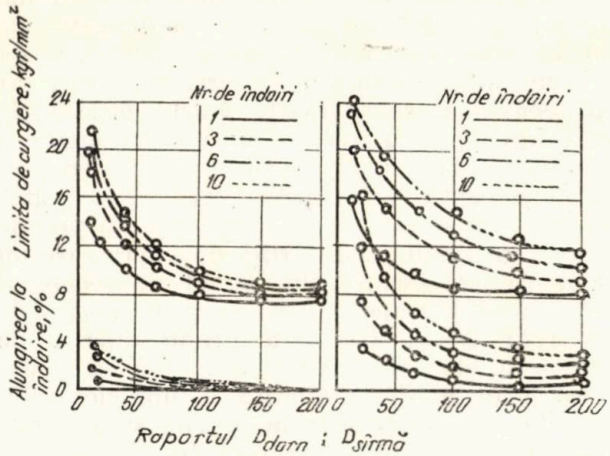


Fig. 4. Limita de curgere și alungire de îndoire a sîrmei de cupru moale în funcție de diametrul dornului : *a* — sarcina aplicată — 0,75 kgf/mm² ; *b* — sarcina aplicată — 4,7 kgf/mm².

Din figura 4 se mai constată că alungirile la îndoire, precum și valorile limitei de curgere, în funcție de încercarea la întindere și de numărul de duble îndoiri, se plasează aproximativ pe o linie dreaptă. Panta curbei este cu

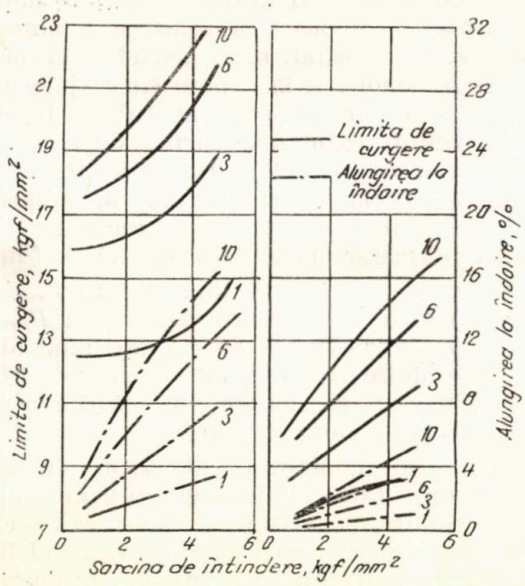


Fig. 5. Alungirea la îndoire și limita de curgere a sîrmei de cupru moale în funcție de sarcină : *a* — D_{dorn} : $D_{sîrmă} = 20$; *b* — D_{dorn} : $D_{sîrmă} = 100$.

atît mai abruptă, cu cît numărul îndoirilor este mai mare, iar diametrul dornului, mai mic. La solicitările la îndoire, fără o sporire a solicitării la întindere, sîrma de cupru nu se alungește (curbele trec prin origine). Valorile limitei de curgere în funcție de sarcină, pentru dornuri cu diametre mari, sînt aproape coliniare și se plasează aproximativ pe axa absciselor, în timp ce la diametre mici se constată abateri.

În ceea ce privește limita de curgere, extrapolînd curbele din figura 5, la o încărcare

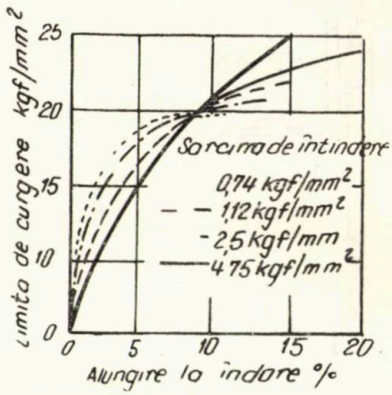


Fig. 6. Limita de curgere a sîrmei de cupru moale în funcție de alungirea la îndoire.

de 0 kg, se ajunge la valori în jur de 7 kgf/cm² (cifrele de pe curbe reprezintă numărul îndoirilor). Acest lucru relevă că solicitările la îndoire duc la creșterea durității sîrmei de cupru și la scăderea flexibilității, chiar și fără suplimentarea sarcinii de întindere. Paralel cu aceasta s-a reprezentat și variația limitei de curgere la aceeași sîrmă, observîndu-se că alura curbei limită de curgere prin sporirea sarcinii de întindere se stabilizează la o anumită valoare cuprinsă între 24 și 28 (fig. 6). Așadar, la solicitări mai mici variația limitei de curgere are o creștere pronunțată, apoi taie curba etalon, pentru ca apoi să se stabilizeze.

Experimentări la întindere efectuate pe sîrme de cupru tare (nerecoapte). Încercările

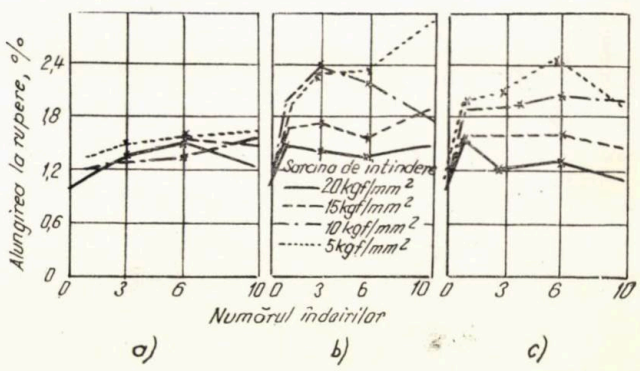


Fig. 7. Alungirea sîrmelor de cupru tare în funcție de numărul îndoirilor, diametrul dornului și sarcina de întindere suplimentară : *a* — D_{dorn} ; $D_{sîrmă} = 80$; *b* — D_{dorn} : : $D_{sîrmă} = 32$; *c* — D_{dorn} : $D_{sîrmă} = 24$.

s-au efectuat ca și în cazul precedent pentru sîrmă recoaptă. Din cauza limitei de curgere mai ridicate, la solicitarea la întindere s-au ales încărcări corespunzător mai mari. În acest scop, în figura 7 se prezintă influența pe care o au numărul de îndoiri, diametrul rolei (dor-

nului) și încărcarea asupra alungirii la rupere. Valoarea inițială de pornire a alungirii sîrmei supuse experimentării a fost de 1%.

După cum se remarcă din figura 7, valorile obținute au fost diferite, însă creșterea alungirilor este evidentă, mai ales la înfășurare

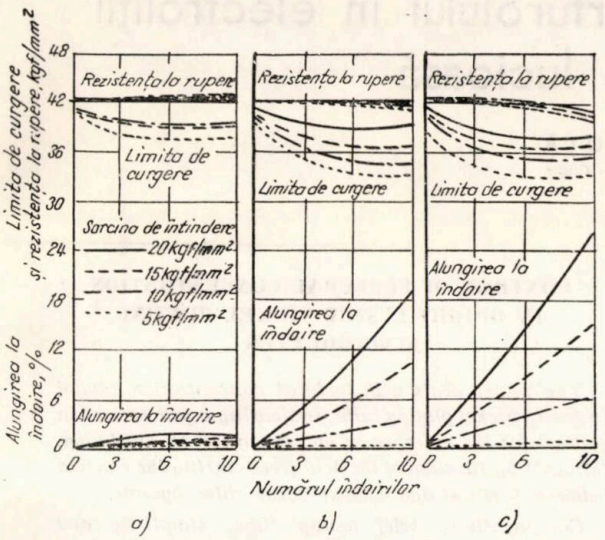


Fig. 8. Rezistența la rupere, limita de curgere și alungirea de îndoire a sîrmei de cupru tare în funcție de numărul de îndoiri, diametrul dornului și sarcina suplimentară de întindere: $a - D_{dorn} : D_{sîrmă} = 80$; $b - D_{dorn} : D_{sîrmă} = 32$; $c - D_{dorn} : D_{sîrmă} = 24$.

pe dornul cu diametrul cel mai mic. Ca și în cazul precedent, o flexibilitate accentuată se obține, și în acest caz, la solicitări mai reduse la întindere.

Variația rezistenței la rupere, a limitei de curgere și a alungirii de îndoire a sîrmei de cupru tare, în funcție de numărul de îndoiri, diametrul dornului și sarcina suplimentară de întindere sînt arătate în figura 8. Se constată că rezistența la rupere coboară foarte puțin numai la diametre mici și la un număr mare de îndoiri, iar efectul variației încărcării este insesizabil. Mai pregnantă este influența solicitării de îndoire asupra limitei de curgere; ea scade simultan cu scăderea solicitării la întindere și cu diametrul dornului, adică la valori mari ale deformațiilor în fibre exterioare ale sîrmei.

În timp ce la sîrmele moi (recoapte) se observă că prin aceste încărcări apare tendința de întărire a sîrmei, la sîrmele tari, dimpotrivă, fenomenul este tocmai invers, adică apare o tendință de înmuiere.

Concluzii

Din cercetările și experimentările efectuate și prezentate în lucrarea de față se constată că:

— La izolarea sîrmei de cupru moale pentru conducte electrice, spre a se evita ecruisarea ei trebuie să se micșoreze la minimum posibil numărul de îndoiri, să se aleagă diametre cît mai mari ale rolelor de ghidaj la trefilare și să se reducă cît mai mult forța care solicită sîrma la îndoire. Dacă, spre exemplu, această forță este de 1/10 din valoarea limitei de curgere, iar diametrul rolelor de tracțiune este de circa 100 *d*, pierderea de flexibilitate este neglijabilă.

— Dacă din motive bine determinate, ca de exemplu necesitatea unei bobinări dense, este necesar un efort de întindere pînă la maximum 50% din limita de curgere, trebuie să se aleagă role de ghidaj corespunzător mai mari. În acest caz, este indiferent dacă sîrma se înfășoară la 180, 90°, sau mai puțin, față de direcția de intrare pe rolă.

— Cercetările au arătat creșterea liniară a alungirii o dată cu numărul îndoirilor. Ruperea sîrmei are loc atunci cînd capacitatea de deformare se epuizează.

În unele cazuri speciale deformațiile prin întindere-îndoire își găsesc explicație în practica tehnologică, în sensul că se pot obține sîrme cu secțiuni variabile înăuntrul anumitor limite de lungime și secțiune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Artbauer J. *Kabel und Leitungen.* Stuttgart, Springer Verlag, 1961.

[2] Cruceru C. *Reducerea consumului de metale neferoase în industria de cabluri și conductoare electrice.* Metalurgia, nr. 2, 1968, p. 114 — 118.

[3] Tafel V. *Lehrbuch der Metallhütten Kunde.* Leipzig, VEB, 1951.

Controlul concentraţiei furfurolului în electroliţii de nichelare lucioasă

Ing. E. TIRUŢĂ
Uzina mecanică – Cugir

CZ 669.248.7

LE CONTRÔLE DE LA CONCENTRATION DU FURFUROL DANS LES ÉLECTROLYTES DE NICKELAGE LUSTRÉ

L'article traite du contrôle de la concentration du furfurol dans les bains de nickelage lustré, en présentant une méthode rapide pour sa détermination, basée sur la séparation par distillation suivie par le titrage de l'acide libéré à la suite de la réaction du furfurol avec le chlorhydrate de hydroxylamine.

La durée relativement courte de l'analyse, la simplicité et la précision satisfaisante justifient l'application de cette méthode dans la pratique de la galvanisation, pour le contrôle courant des électrolytes de nickélage lustré à saccharine et à furfurol. La méthode sert aussi à la détermination du furfurol dans les autres bains acides de galvanisation.

CONTROL OF FURFURAL CONCENTRATION IN BRIGHT LUSTRE NICKEL PLATING ELECTROLYTES

The paper deals with furfural concentration control in lustre nickel plating baths, indicating a fast estimation method for the latter, based on separation by distilation, followed by titration of the acid freed during the reaction between furfural and hydroxyamine chlorohydrate.

Comparatively brief testing time, simplicity and satisfactory accuracy, warrants its utilization in galvanical praxis, for usual control of bright lustre nickel plating electrolytes, containing saccharine and furfural. The method may be applied for furfural estimation also for other sorts of acid galvanic baths.

În multe uzine din ţară, pentru nichelarea lucioasă a unor piese mai puţin pretenţioase, se utilizează electrolitul de nichelare cu adaosuri de zaharină şi furfurol, produse ieftine şi de fabricaţie indigenă.

Acest procedeu de nichelare lucioasă este economic şi aplicabil pentru finisarea articolelor fără solicitări mecanice importante, întrucît straturile de nichel obţinute au ductibilitate redusă, tensiuni interne relativ mari, ceea ce duce la exfolierea straturilor, în special după cromare, şi duritate ridicată (microduritatea stratului de nichel lucios este de 300—600 HV 50, faţă de 150—300 HV 50, duritatea stratului obţinut din acelaşi electrolit, lipsit însă de zaharină şi furfurol).

Conducerea corectă a procesului de nichelare lucioasă impune cunoaşterea concentraţiilor reale ale electrolitului în agenţi de luciu, concentraţii care trebuie menţinute în limite relativ restrînse (3—5 g/l zaharină şi 0,2—0,6 g/l furfurol).

Controlul curent al acestui electrolit, în ceea ce priveşte agenţii de luciu, se face deocamdată prin metoda încercărilor experimentale de nichelare, cu ajutorul celulei Hull. Prin această metodă se poate aprecia dacă agenţii de luciu se află în cantităţi insuficiente sau prea mari, dar nu se poate stabili concentraţia reală a lor.

Pentru determinarea agentului de luciu secundar, adică a zaharinei, s-au propus cîteva metode cantitative:

—metoda iodometrică, după separarea prin extracţie în cloroform a produsului clorurat al zaharinei [1];

— metoda gravimetrică de dozare a sulfului organic din zaharină, cu topirea alcalină a acesteia după prealabila îndepărtare a sulfaţilor şi a cationilor din soluţia de analizat [2];

— metode polarografice [3], [4].

Anumite dificultăţi legate de precizia scăzută sau de durata mare a metodelor chimice de analiză au făcut ca, pentru determinarea zaharinei din soluţiile de nichelare cu zaharină şi furfurol, să se utilizeze metoda descompunerii zaharinei şi dozarea azotului organic după Kijeldhall, metodă care în acest caz specific dă satisfacţie atît sub raportul preciziei, cît şi al duratei analizei.

Pentru controlul soluţiei de nichelare lucioasă, în ceea ce priveşte concentraţia agentului de luciu primar, respectiv a furfurolului, se practică metoda încercărilor experimentale de nichelare în celula Hull, metodă ale cărei dezavantaje au fost arătate mai sus.

S-a mai încercat metoda gravimetrică, de determinare prin precipitare cu fluoroglucină. Această metodă nu a căpătat însă aplicabilitate largă din cauza duratei mari a analizei (este

necesar ca pentru precipitarea fluorglucinei, soluţia să fie lăsată peste noapte). Pe de altă parte, rezultatul analizei nu este util tehnologului, pentru corectarea băii, din cauza nestabilităţii concentraţiei furfurolului în baie.

Pierderile de furfurol în aceste băi se datorează pe de o parte volatilizării, fenomen cu atît mai intens, cu cît temperatura de lucru a electrolitului este mai mare, iar pe de altă parte, formării de răşini insolubile. Îndepărtarea acestor răşini trebuie făcută continuu, în caz contrar obţinîndu-se depuneri de culoare aurie sau întunecată, în special în zona densităţilor mici de curent.

Pierderile de furfurol din băile de nichelare lucioasă sînt continue dar nu liniare şi pentru aprecierea lor trebuie trasate diagrame de concentraţie în funcţie de timp, care pot fi utilizate numai pentru un anumit tip de baie, acela care lucrează în condiţii similare de temperatură şi încărcare.

În figura 1 se prezintă curba de variaţie a concentraţiei furfurolului în funcţie de timp, în cazul unei băi staţionare de nichelare lucioasă, la temperatura de 50 ± 1°C şi regim de lucru de 16 h/zi, baie aflată în producţie curentă, într-un atelier de galvanizare.

Atît pentru trasarea curbelor de pierderi ale furfurolului, cît şi pentru controlul curent al concentraţiei furfurolului în băile de nichelare lucioasă, au fost încercate experimental mai multe metode de analiză. În urma acestora s-a stabilit următoarea metodă rapidă şi suficient

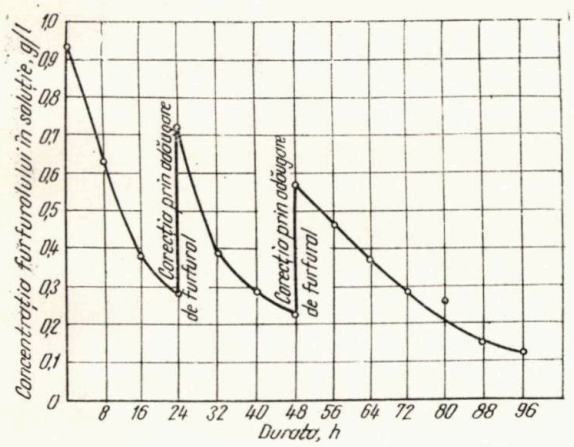
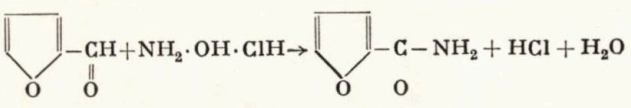


Fig. 1. Curba de variaţie a concentraţiei furfurolului în funcţie de timp.

de precisă, bazată pe reacţia dintre furfurol şi clorhidrat de hidroxilamină :



În urma reacţiei se pune în libertate o cantitate de acid clorhidric, echivalentă furfurolului din probă. Titrîndu-se, faţă de metiloranj, se poate calcula concentraţia furfurolului. Titrarea directă a furfurolului în soluţia de nichelare nu este posibilă din cauza culorii intense a acesteia. În acest caz este necesară separarea furfurolului prin antrenare cu vapori de apă, într-o instalaţie obişnuită, ca cea din figura 2.

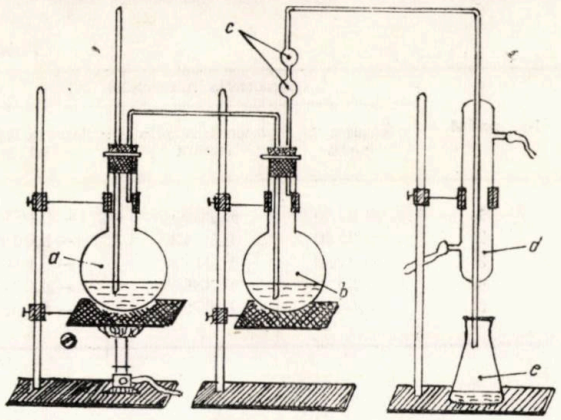


Fig. 2. Instalaţia de separare a furfurolului prin antrenare de vapori de apă :
a – balon cu apă ; *b* – balon cu soluţia de analizat ; *e* – balon conic.

Modul de lucru. După ce se pune apă în balonul *a*, se pipetează în balonul *b* volumele de 200 cm³ soluţie de analizat şi 50 cm³ alcool rectificat. Se montează instalaţia ca în figura 2. Se fierbe apa din balonul *a* pînă cînd în vasul conic *e* se colectează 300—350 cm³ distilat.

În scopul eliminării erorii cauzate de aciditatea clorhidratului de hidroxilamină, titrarea se va face faţă de o probă-martor, pregătită după cum urmează : într-un vas conic de 1 000 cm³, identic cu cel în care se află distilatul, se toarnă 50 cm³ alcool rectificat şi apă distilată pînă la acelaşi nivel cu distilatul din celălalt vas.

În vasul cu probă se adaugă cîteva picături de HCl 0,1 n şi în fiecare vas cîte 5—6 picături de soluţie alcoolică 0,1% de metiloranj. Se neutralizează proba de analizat cu soluţie de NaOH 0,1 n, adăugată picătură cu picătură pînă la aceeaşi nuanţă, galben pai, ca a probei-martor.

Se adaugă apoi în ambele probe cîte 30 cm³ soluţie de clorhidrat de hidroxilamină 5% (neutralizată în prealabil, la auriu, faţă de o picătură de metiloranj). Se agită şi se lasă soluţiile să stea 30—40 min, timp în care proba cu furfurol se colorează în roz.

Se titrează proba de analizat, cu soluţie de NaOH 0,1 n pînă la aceeaşi nuanţă (de galben pai) ca cea a probei-martor ; 1 cm³ soluţie de NaOH 0,1 n corespunde la 0,00961 g furfurol ; g/l furfurol = 0,04805 × N × f, în care N = = cm³ soluţie de NaOH 0,1 n, utilizată la titrare ; f = factorul soluţiei de NaOH 0,1 n.

Rezultatele obţinute. Încercările s-au făcut asupra a cîte 200 cm³ soluţie de nichelare conţinînd aproximativ 250 g/l $SO_4Ni,7H_2O$, 40 g/l BO_3H_3, 25 g/l ClNa, 4 g/l zaharină sodică

cristalizată, 0,5 g/l laurilsulfat de sodiu și cantități variabile de furfurol.

Pentru verificarea metodei s-a utilizat furfurol rectificat, tip R, STAS 1779—54, produs utilizat și în atelier pentru corectarea băii de nichelare lucioasă.

Rezultatele obținute sînt cuprinse în tabela 1.

Tabela 1

Nr. probei	Concentrația furfurolului, g/l		
	adăugat în probă	determinat prin analiză	pierderea de furfurol, g/l
1	0,2750	0,2595	—0,0155
2	0,2840	0,27425	—0,0097
3	0,3280	0,3172	—0,0108
4	0,3580	0,3365	—0,0215
5	0,6810	0,6720	—0,0090

Durata relativ mică a analizei, simplitatea ei și precizia satisfăcătoare justifică aplicarea acestei metode în practica galvanică, pentru controlul curent al electroliților de nichelare lucioasă cu zaharină și furfurol. Metoda poate fi aplicată pentru determinarea furfurolului și din alte băi de galvanizare acide.

BIBLIOGRAFIE

[1] Langford Kenneth. *Analyse des bains de galvanoplastie.* Paris, Eyrolles, 1960.

[2] Dubsky I., Duda R. și Jablonecu N. Metalloberfläche, nr. 8, 1963.

[3] Rooney R. C. și Jones D. L. Electroplasting and Metalfinishing, mai 1964.

[4] Krusenstjern A. V. și Yuguchi M. Metalloberfläche, nr. 7, 1966.

Variaţia consumului specific de metal la laminorul de tablă groasă în funcţie de dimensiunile de laminare ale tablelor

Ing. I. CĂLUŢOIU
Combinatul siderurgic – Galaţi

CZ 621.771.23

LA VARIATION DE LA CONSOMMATION SPÉCIFIQUE DE MÉTAL DANS LE LAMINOIR À FORTES TÔLES

La consommation spécifique de métal dans le laminoir à fortes tôles dépend de la surface de la tôle laminée.

La consommation spécifique de métal est d'autant plus petite, pour la même brame laminée en tôle, que la longueur ou la largeur de laminage de la tôle est plus grande. En ce qui concerne les tôles fortes, cette consommation ne dépend pas directement de l'épaisseur h de la tôle laminée.

Pour chaque format de tôle, qui correspond à une consommation de métal planifiée, il est nécessaire d'avoir une brame adéquate.

Pour la même largeur de tôle, la consommation spécifique de métal est d'autant plus petite que la longueur de laminage est plus grande. Pour la même longueur de tôle, cette consommation est d'autant plus petite que la largeur de laminage est plus grande.

Il est cependant préférable de laminer des tôles longues à largeur moyenne, parce que les tôles dont la largeur dépasse 2 600 mm augmentent considérablemat le cycle de laminage à cause des refoulements supplémentaires.

Les tôles larges et courtes sont susceptibles de s'incurver aux extrémités ou une addition de plus de 100 mm devient alors nécessaire.

VARIATION OF SPECIFIC METAL CONSUMPTION IN PLATE MILLS

Specific metal consumption in plate mills depends upon rolled plate surface.

For a same slab milled into sheet, the greater milling length or width of the sheet, the lower metal consumption. For plates, metal consumption does not depend directly upon rolled thickness.

For each size of sheet, with a corresponding planned metal consumption, a certain size of slab is necessary.

For a same sheet width, the greater rolling length, the lower metal consumption. For a same sheet length, the greater rolling width, the lower metal consumption.

It is however adequate to roll long sheet with medium width, since sheet widths over 2,600 mm increase considerably rolling time, due to turning at 90° and additional upsetting.

For wide and short sheet danger of border convexity arises, so that a greater than 100 mm allowance is necessary.

În laminoarele de tablă groasă consumul specific de oţel constituie o problemă de bază, datorită varietăţii mari a sortimentului de tablă groasă după grosime, lăţime sau lungime.

După datele existente în indicaţiile din literatura de specialitate, la programarea laminării tablelor se calculează greutatea formatului de tablă G_t finit şi acesta se amplifică cu consumul specific C din faza respectivă :

$$G_b = C \times G_t \qquad (1)$$

$$\text{Consumul specific : } C = \frac{G_b}{G_t}$$

Consumul specific dat în literatura de specialitate [1] este un consum mediu care apelează numai la calitate şi la grosime. O influenţă mare asupra consumului de metal o are însă lungimea totală a tablei şi lăţimea rezultată după laminare.

Pentru scoaterea formatului comandat de tablă, în majoritatea laminoarelor de tablă groasă din lume (First Vickers — Schefield, Conseth, Sauth Duham, Dunkerque, Toronto, Rantaruki — Soumi etc.) se aplică un adaos de 100 mm pe lăţime la tabla finită pentru margini şi de 1 000 mm pe lungime, pentru şutare :

— dimensiunile din laminare : h, $l + 100$, $L + 1\,000$;

— dimensiunile programate : h, l, L.

Greutatea bramei se determină cu formula :

$$G_b = h \times (l + 100) \times (L + 1\,000) \times 1{,}02\ d,$$

în care 1,02 este un coeficient care ţine seamă de pierderile prin ardere (de 3%) şi de variaţia

densității de la bramă la tablă, prin creștere la tablă cu 1% față de bramă.

Se poate admite că :

$$C = \frac{G_b}{G_t} = 1{,}02\ \frac{h \times (l + 100) \times (L + 1000) \times d}{h \times l \times L \times d}$$

sau :

$$C = 1{,}02\ \frac{(l + 100) \times (L + 1\,000)}{l \times L}$$

Consumul specific de metal este o funcție de lățimea și lungimea formatului de tablă programat.

Dacă se consideră lățimea constantă și se variază lungimea tablei, rezultă :

$$A.\ l = 1\,000\ \text{mm};\qquad C = 1{,}02\ \frac{1\,100 \times (L + 1\,000)}{1\,000\ L}$$

Tabel de variație

L	5 000	6 000	7 000	8 000	9 000	10 000	11 000	12 000
C	1,35	1,31	1,28	1,25	1,24	1,23	1,22	1,21
L	13 000	14 000	15 000	16 000	17 000	18 000	19 000	20 000
C	1,20	1,20	1,19	1,19	1,19	1,18	1,18	1,18
L	21 000	22 000	23 000	24 000	25 000	26 000	27 000	28 000
C	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,16	1,16	1,16
L	29 000	30 000						
C	1,16	1,16						

$$B.\ l = 1\,500\ \text{mm};\quad C = 1{,}02\ \frac{1\,600 \times (L + 1\,000)}{1\,500\ L}$$

Tabel de variație

L	5 000	6 000	7 000	8 000	9 000	10 000	11 000	12 000
C	1,31	1,27	1,26	1,23	1,21	1,20	1,18	1,18
L	13 000	14 000	15 000	16 000	17 000	18 000	19 000	20 000
C	1,17	1,17	1,16	1,15	1,15	1,15	1,14	1,14
L	21 000	22 000	23 000	24 000	25 000	26 000	27 000	
C	1,14	1,14	1,13	1,13	1,13	1,13	1,13	
L	28 000	29 000	30 000					
C	1,13	1,13	1,12					

$$C.\ l = 2\,000\ \text{mm};\ C = 1{,}02\ \frac{2\,100 \times (L + 1\,000)}{2\,000\ L}$$

Tabel de variație

L	5 000	6 000	7 000	8 000	9 000	10 000	11 000	12 000	13 000
C	1,28	1,25	1,23	1,21	1,19	1,18	1,17	1,16	1,15
L	14 000	15 000	16 000	17 000	18 000	19 000	20 000	21 000	
C	1,14	1,13	1,13	1,13	1,13	1,13	1,12	1,12	
L	22 000	23 000	24 000	25 000	26 000	27 000	28 000	29 000	30 000
C	1,12	1,12	1,11	1,11	1,11	1,11	1,11	1,11	1,10

$$D.\ l = 2\,500\ \text{mm};\quad C = 1{,}02\,\frac{2\,600 \times (L + 1\,000)}{2\,500\ L}$$

Tabel de variație

L	5 000	6 000	7 000	8 000	9 000	10 000	11 000	12 000	13 000
C	1,27	1,24	1,22	1,20	1,18	1,17	1,16	1,15	1,14
L	14 000	15 000	16 000	17 000	18 000	19 000	20 000	21 000	
C	1,13	1,13	1,12	1,12	1,12	1,12	1,11	1,11	
L	22 000	23 000	24 000	25 000	26 000	27 000	28 000	29 000	30 000
C	1,11	1,11	1,10	1,10	1,10	1,10	1,10	1,10	1,09

$$E.\ \text{Lățimea } 3\,000\ \text{mm};\quad C = 1{,}02\,\frac{3\,100\ (L + 1\,000)}{3\,000\ L}$$

Tabel de variație

L	5 000	6 000	7 000	8 000	9 000	10 000	11 000	12 000	13 000
C	1,26	1,23	1,21	1,19	1,17	1,16	1,15	1,14	1,13
L	14 000	15 000	16 000	17 000	18 000	19 000	20 000	21 000	
C	1,12	1,12	1,12	1,12	1,11	1,11	1,10	1,10	
L	22 000	23 000	24 000	25 000	26 000	27 000	28 000	29 000	30 000
C	1,10	1,10	1,09	1,09	1,09	1,09	1,09	1,09	1,08

La laminorul de tablă groasă din Galați s-au făcut o serie de determinări practice care sînt prezentate în tabela 1.

Din situația prezentată se observă cum consumul de metal scade o dată cu creșterea lățimii și a lungimii tablei.

Din studiul curbelor trasate rezultă că pentru respectarea unui consum specific dat la faza bramă-tablă există o lungime critică, limitîndu-se domeniul spre lungimi mici.

La laminorul de tablă groasă, consumul specific planificat este de 1,21 și limitează lungimea tablei finite din bramă de la 7 000 la 12 000, variind cu lățimea astfel:

— la tablele cu lățimea de 1 000 mm se limitează programarea la lungimea finită de min. 12 000 mm;

— la tablele cu lățimea de 1 500 mm se limitează programarea la lungimea finită de min. 9 000 mm;

— la tablele cu lățimea de 2 000 mm se limitează programarea la lungimea finită de min. 8 000 mm;

— la tablele cu lățimea de 2 500 mm se limitează programarea la lungimea finită de min. 7 500 mm;

Tabela 1

Nr. de pistaj – ziua de laminare	Dimensiunile tablei finite, mm			Greutatea bramei, kg	Greutatea tablei, kg	Consum specific, kg/kg
	L	*l*	*h*			
524 — 344	14 000	1 500	40,0	7 700	6 600	1,170
528 — 344	8 000	1 500	26,6	3 200	2 596	1,230
472 — 342	24 000	2 000	12,0	5 100	4 600	1,110
529 — 344	6 500	1 500	26,0	2 550	2 002	1,270
548 — 344	30 600	1 530	15,2	6 430	5 720	1,125
538 — 344	8 000	2 050	30,2	4 830	3 970	1,214
546 — 344	13 300	2 030	25,0	6 170	5 400	1,143
654 — 344	23 000	2 050	8,0	3 400	3 040	1,124
690 — 344	24 000	2 500	10,3	5 500	4 850	1,110
617 — 344	12 500	2 500	15,4	4 800	4 160	1,150
503 — 342	24 000	2 000	10,2	4 400	3 940	1,116
504 — 342	24 000	2 000	10,0	4 400	3 950	1,110
505 — 342	24 000	2 000	10,3	4 400	3 960	1,100
477 — 342	24 000	2 000	10,3	4 400	3 940	1,100
506 — 342	20 000	2 500	8,4	3 700	3 360	1,100
507 — 342	20 000	2 500	8,3	3 700	3 300	1,100
508 — 342	20 000	2 500	8,3	3 700	3 300	1,105
509 — 342	24 000	2 000	8,0	3 420	3 072	1,110
510 — 342	24 000	2 000	8,0	3 420	3 072	1,110
511 — 342	8 000	2 000	20,4	3 180	2 620	1,210
512— 342	10 000	2 500	12,3	2 900	2 460	1,170
501 — 342	7 300	2 500	20,3	3 790	2 960	1,270
502 — 342	7 300	2 510	20,2	3 790	2 960	1,270
469 — 342	18 000	2 000	12,0	3 900	3 460	1,130
470 — 342	24 000	2 000	12,0	5 100	4 600	1,110
473 — 342	24 000	2 000	10,0	4 280	3 840	1,110
474 — 342	24 000	2 000	10,0	4 280	3 840	1,110
476 — 342	24 000	2 000	10,3	4 290	3 860	1,110

— la tablele cu lățimea de 3 000 mm se limitează programarea la lungimea finită de min. 7 000 mm.

În concluzie, productivitatea optimă a laminorului de tablă groasă depinde în mare măsură de consumul specific de metal. Programînd brame corespunzătoare sortimentului de tablă există posibilitatea ca, în același ciclu de laminare să se obțină o cantitate mai mare de tablă finită, pentru aceeași încărcare. În felul acesta crește productivitatea medie practică pentru fiecare sortiment și, în final, crește productivitatea medie ponderată a liniei de laminare.

Consumul de metal este determinat de dimensiunile de laminare (exclusiv h) care determină productivitatea liniei de laminare.

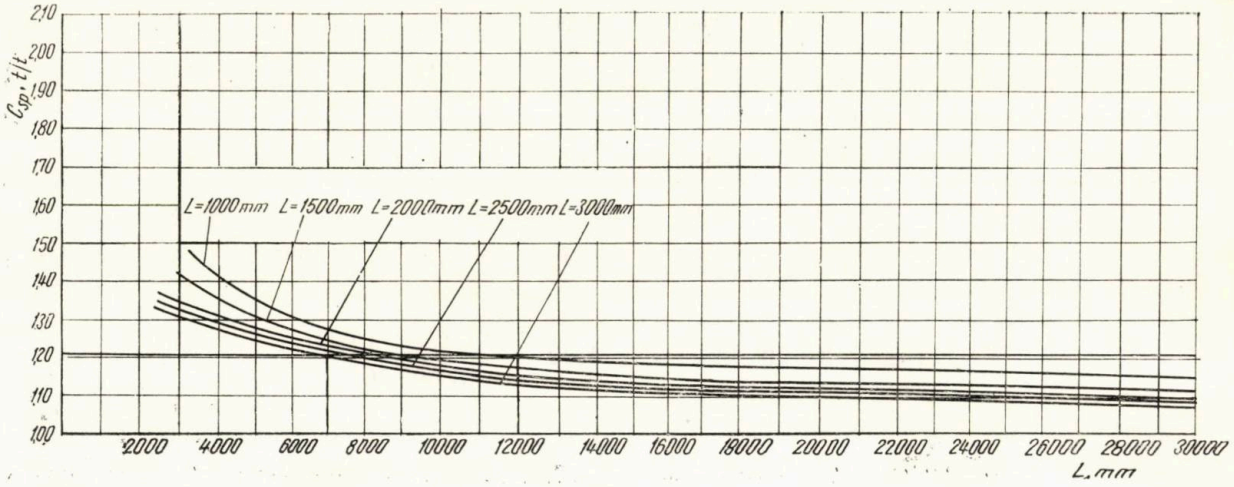


Fig. 1

În diagrama din figura 1 sînt demonstrate aceste concluzii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor și benzilor* București, Editura tehnică, 1963.

Corelația dintre unele proprietăți ale zgurelor de la topirea în suspensie și posibilitățile de reducere a pierderilor metalice

Dr. ing. FL. OPREA
Institutul politehnic — București

CZ 621.745.58 : 66.096.5

LA CORRÉLATION ENTRE CERTAINES PROPRIÉTÉS DES LAITIERS OBTENUS À LA FUSION EN SUSPENSION ET LES POSSIBILITÉS DE RÉDUCTION DES PERTES MÉTALLIQUES

On présente les propriétés principales physiques et chimiques (viscosité, densité, température de fusion etc.) des laitiers obtenus lors de la fusion en suspension des concentrés cuivreux (aux Usines chimiques et métallurgiques de Baia-Mare) et leurs implications en ce qui concerne les possibilités de réduction des pertes métalliques.

Sur la base des diagrammes de l'équilibre thermique on décrit la variation de la composition physique des laitiers et de la température de fluidité complète. On souligne le fait que, dans les conditions industrielles, le processus technologique doit être conduit de telle manière que les laitiers contiennent une quantité très petite de magnétite, cause principale des dépôts sur la sole du four de liquation; à cette fin il faut que le processus technologique soit correct pour ce qui est de l'excès d'air, le dosage des composants et la température de régime de l'air technologique.

CORRELATION BETWEEN SOME PROPERTIES OF SUSPENTION MELTING SLAGS AND POSSIBILITIES OF METAL LOSS DECREASE

The paper presents main physico-chemical properties (viscosity, density, melting point, etc.) of slags obtained during suspension melting of cupriferous concentrates (in Chemical Metallurgical Plant — Baia Mare) and their implications on metal loss decrease.

Based on thermal equilibrium diagrams, change of slag physical composition is indicated, as well as temperature of complete fluidity. Based on performed studies, the paper emphasizes that, under industrial conditions, leading of technological process should be such as to obtain slags with a minimum magnetite content, main cause of deposits on the melting furnace's hearth; therefore, correct leading of technological process, as regards air excess, tabulation of components and prescribed temperature is essential.

În procesul de topire în suspensie a concentratelor cuproase, în afară de mată mai rezultă o zgură formată din silicații oxidului feros și ai oxidului de calciu și aluminiu și cu conținut diferit de alți silicați, magnetită, unele sulfuri și alte combinații. De cele mai multe ori, compoziția medie a acestor zgure se încadrează în următoarele limite : 28—31% SiO_2; 50—58% FeO; 0,7—1,2% Cu; 1—3% Zn; 0,06—0,14% Pb etc. Cu toate că, aparent, conținutul de cupru în zgure este ridicat, topirea în suspensie a concentratelor cuproase prezintă o serie de avantaje : suprimarea instalațiilor de prăjire și aglomerare, micșorarea gabaritelor și a investițiilor, conținutul ridicat de SO_2 în gaze, economie de combustibil, utilizarea la maxim a suprafețelor mari de reacție a particulelor fine de concentrat, valorificarea optimă a efectelor termice, reducerea la minim a excesului de oxidant necesar procesului etc.

Productivitatea specifică a cuptorului de topire în suspensie este de circa 3 ori mai mare decît a cuptorului cu vatră, iar conținutul de cupru în mată crește de circa două ori. Deseori, încărcătura destinată topirii este formată din 85% concentrate cuproase; 15% cuarț aurifer; 8% prafuri volatile și materiale retur, cu conținut de cupru.

În condițiile industriale, concentratele cuproase prelucrate conțin în medie 20% Cu; 34% Fe; 35% S; 7,2% SiO_2; 1,5% Al_2O_3; 1% CaO etc.

Desfășurarea optimă a procesului de topire în suspensie impune deseori următoarele condiții la alcătuirea încărcăturii : Fe : Cu $< 2{,}36$ maxim 2,5; Fe $\sim$ 32%; S $\sim$ 36%; Cu $\sim$ 12%; Pb maxim 2%; Zn maxim 2%. Cînd raportul Fe : Cu din încărcătura cuptorului este prea mare, pierderile de cupru în zgure cresc; în aceste condiții rezultă o cantitate mare de zgură, raportul mată topită : zgură ajungînd deseori la 1 : 4 sau chiar 1 : 5.

Pierderile de cupru în zgurele de la topirea în suspensie sînt de natură electrochimică și

mecanică. Cele de natură electrochimică se pot realiza :

— pe cale fizică (dizolvarea cuprului sub formă de sulfuri), cînd la limita interfazică trec în acelaşi sens (din mată în zgură) ionii Cu^{2+} şi S^{2-}, conform reacţiilor :

$$2\,[Cu] - 4\,e = 2\,(Cu^{2+})$$
$$[S] + 2\,e = (S^{2-})$$

— pe cale chimică (dizolvarea cuprului sub formă de combinaţii oxidice), cînd la limita interfazică trec în sensuri opuse cationii de Cu^{2+} (din mată în zgură) şi Fe^{2+} (din zgură în mată), conform reacţiei de schimb :

$$[Cu_2S] + (FeO) \rightleftharpoons (Cu_2O) + [FeS]$$

Căldura degajată depinde de compoziţia concentratului (conţinutul de cupru, fier şi sulf); în baza calculelor termochimice ea se poate exprima prin ecuaţia :

$$Q = 17{,}1\,S + 11{,}3\,Fe + 12{,}3\,Cu - 1340\,Cu : A,$$

unde A este conţinutul de cupru din mată.

Alegerea şi formarea zgurei la topirea în suspensie trebuie să se stabilească pe baza următoarelor criterii :

— să dizolve cît mai puţine metale utile : Cu, Pb, Zn etc. ;

— să aibă un punct de fuziune corespunzător temperaturii din cuptor (între 1 200 şi 1 300°C) ;

— să fie cantitativ redusă, respectiv adaosul de fondant pentru formarea ei să fie cît se poate de mic.

Deseori la topirea în suspensie, conţinutul de cupru în zgure variază între 0,2 şi 0,5%, în cazul zgurelor sărace, şi creşte la 0,9% (uneori 1,4%), în cazul zgurelor cu conţinut ridicat în fier.

Conţinutul de zinc oscilează în limitele 0,2—0,4%, în cazul zgurelor sărace în fier, şi creşte la 0,7 — 3,0%, în cazul zgurelor bogate în fier, datorită formării feriţilor de zinc.

Conţinutul de plumb se menţine în general în limitele 0,1 — 0,2% (rareori depăşind 1 — 2% Pb), indiferent de tipul zgurei. În cazul zgurelor sărace în fier, conţinutul de plumb scade uneori pînă la 0,01%.

Conţinutul de zinc şi plumb în zgură depinde foarte mult de temperatura din cuptor şi de conţinutul de sulf din încărcătură. Cu cît acestea sînt mai ridicate, volatilizarea zincului şi a plumbului se desfăşoară mai bine şi se obţine o zgură mai săracă în aceste metale. Conţinutul de metale rare este foarte redus, fiind condiţionat de compoziţia materiei prime.

La Combinatul chimico-metalurgic din Baia-Mare, în perioada octombrie — noiembrie 1967, compoziţia medie a încărcăturii cuptorului s-a încadrat în următoarele limite :

4,8 — 10,6% Cu ; 21,4 — 30,4% Fe ;
26,8 — 34,8% S ; 10,2 — 19,2% SiO_2 ;
1,1 — 1,7% Pb ; 1,4 — 4% Zn.

Ca urmare a contactului mineralelor sulfuroase cu faza gazoasă, s-a obţinut un grad de desulfurare maxim (80 — 90%) şi o mată care a conţinut : 40 — 51% Cu ; 1,67 — 3,4% Pb ; 0,77 — 2,2% Zn. Componenţii principali ai zgurei s-au repartizat în următoarele limite :

22,5 — 30,2% SiO_2 ;
31,1 — 42,7% Fe (cca.52% FeO) ;
8,6 — 16,6% Fe_3O_4 ;
0,42 — 0,90%Cu ; 0,44 — 2,46% Pb ;
0,65 — 3,75% Zn.

Principalele proprietăţi fizico-chimice ale zgurelor de la topirea în suspensie (fluiditate, viscozitate, densitate, temperatură de topire etc.) sînt condiţionate de componenţii ei de bază. Prezenţa SiO_2 în cantităţi mari măreşte viscozitatea zgurei şi, într-un procent mai mic, micşorează punctul de topire şi densitatea zgurelor. CaO peste o anumită limită măreşte punctul de topire, iar în cantităţi mai mici micşorează densitarea şi viscozitatea zgurei. FeO măreşte densitatea zgurelor şi capacitatea de dizolvare a sulfurilor şi reduce viscozitatea şi punctul de topire. Al_2O_3 măreşte viscozitatea şi micşorează densitatea zgurelor, iar prezenţa ZnO este dăunătoare din toate punctele de vedere. Numeroase cercetări confirmă faptul că zgurele sînt corespunzătoare procesului tehnologic cînd conţin CaO sub formă de bi- sau sesquisilicaţi, FeO sub formă de silicaţi singulari, iar cantitatea de ZnO + Al_2O_3 să fie mai mică de 10% în greutate. Conţinutul de CaO trebuie să fie aproape de valorile minime, cînd trebuie zgurificat ZnO, considerat mai puţin bazic decît CaO. Dacă trebuie zgurificat Al_2O_3, conţinutul de CaO poate să fie aproape de valorile superioare deoarece prezenţa sa favorizează zgurificarea acestui oxid.

În general, zgurele din pirometalurgia cuprului dizolvă cu atît mai mult metal sau sulfură, cu cît temperatura este mai înaltă şi cu cît au un conţinut mai mare de fier. Pentru a micşora pierderile de metal, trebuie ca zgura să aibă o densitate cît mai mică, diferenţa faţă de densitatea matei nu trebuie să fie subunitară, iar viscozitatea să nu aibă valori prea mari (fig. 1 şi 2). Cercetările cu privire la viscozitatea zgurelor au dus la o serie de constatări : viscozitatea zgurelor la 1 200°C este cuprinsă, în majoritatea cazurilor, între 1,5 şi 11,7 poise şi variază mult cu compoziţia chimică ; oxizii bazici, în special FeO, au proprietatea de a

micşora viscozitatea zgurelor; 2% Na_2O reduce viscozitatea cu 5 — 10 ori; 3% CaF_2 micşorează viscozitatea; MnO reduce viscozitatea într-un grad şi mai mare decît FeO; ZnO ridică foarte mult viscozitatea zgurelor şi, prin aceasta, măreşte pierderile de cupru pe cale mecanică, sub formă de picături de mată. ZnS acţionează mai energic decît ZnO şi, din această cauză, nu trebuie să se găsească prezentă în încărcătura destinată topirii în suspensie.

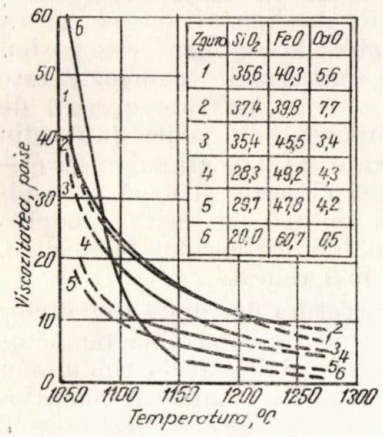


Fig. 1. Viscozitatea unor zgure din pirometalurgia cuprului.

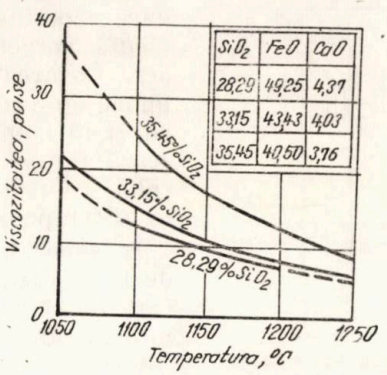


Fig. 2. Efectul diferiţilor componenţi ai zgurelor din metalurgia cuprului asupra viscozităţii.

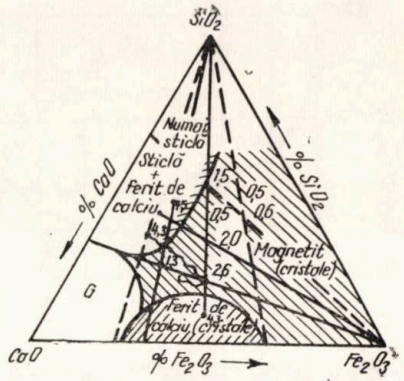


Fig. 3. Zonele de răspîndire a magnetitei şi a feritului de calciu în sistemul $CaO - Fe_2O_3 - SiO_2$, la 1 400°C.

În sistemul $SiO_2 — Fe_2O_3 — CaO$ (fig. 3) se constată că, cu cît cantitatea de SiO_2 este mai mare, cu atît zgurele devin mai vîscoase, iar raportul Fe_2O_3 : FeO are o valoare mai mică. Cercetările privind analiza fazică şi chimică a zgurelor au pus în evidenţă cantităţi aprecia-

oxidului de fier de silice (adăugată necorespunzător) pentru formarea faialitei, fie de prezenţa unui exces de aer (oxigen) în cuptorul de topire. În ceea ce priveşte condiţiile impuse la topirea în suspensie, granulaţia componenţilor şarjei trebuie să fie 100%, trecuţi prin sita de 1 mm, şi 70%, trecuţi prin sita de 0,7 mm.

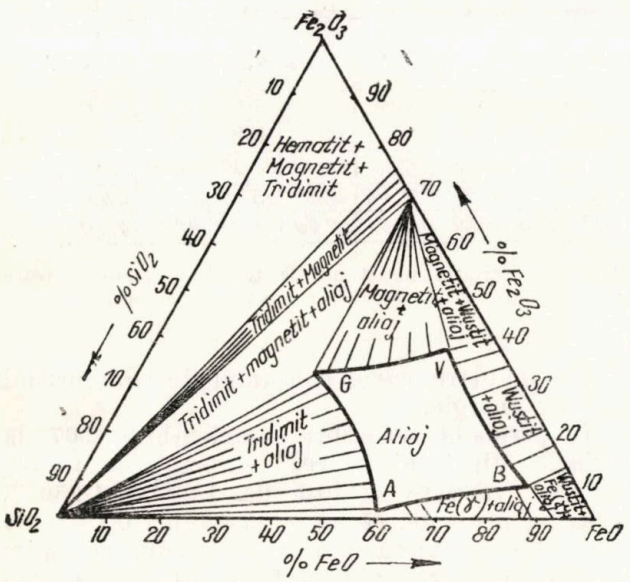


Fig. 4. Condiţiile de echilibru termic ale sistemului $SiO_2 — FeO — Fe_2O_3$ (izotermele corespund temperaturii de 1 300°C).

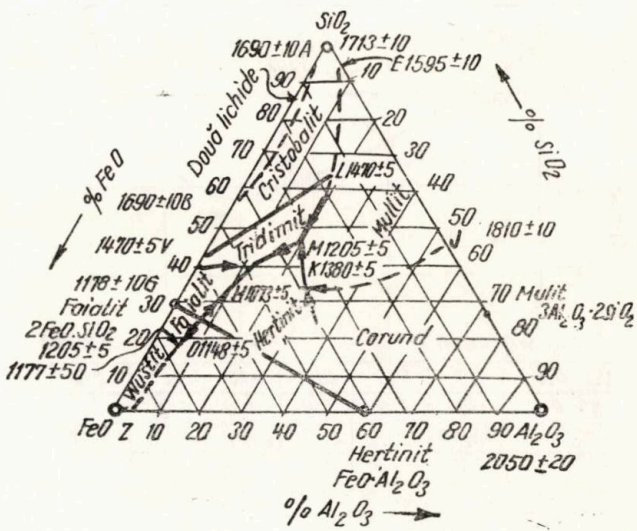
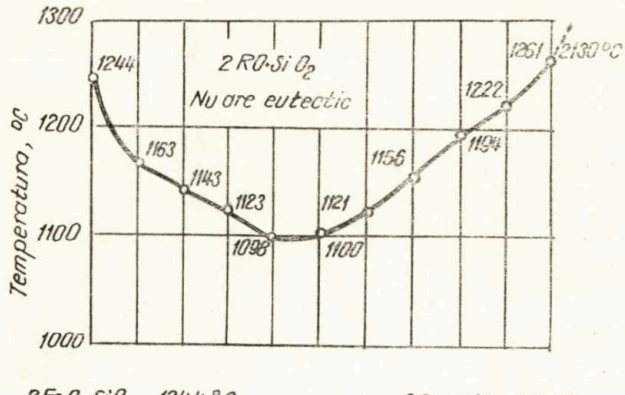


Fig. 5. Condiţiile de echilibru termic ale sistemului $FeO — Al_2O_3 — SiO_2$.

În toate cazurile în care la baza zgurelor de la topirea în suspensie stau sistemele: SiO_2 — — FeO — Fe_2O_3 (fig. 4), SiO_2 — FeO — Al_2O_3 (fig. 5), se constată o structură eterogenă,

predominînd fazele : magnetit, tridimit, wustit, faialit etc. Silicaţii de aluminiu se formează cînd există un exces de SiO_2 deoarece în aceste condiţii, alumina fiind un oxid amfoter, capătă proprietăţi bazice.

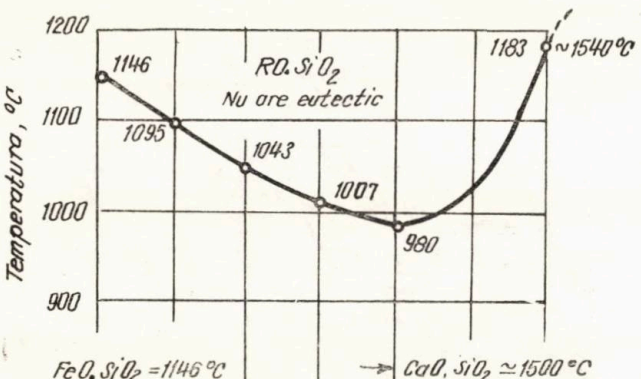
În silicaţii din zgurele de la topire în suspensie, alumina ca oxid bazic poate înlocui



$2FeO \cdot SiO_2 = 1244\ °C$ → $2CaO \cdot SiO_2 = 2130\ °C$

FeO	16/8	15/8	14/8	13/8	12/8	11/8	10/8	9/8	8/8	7/8	6/8
CaO	–	1/8	2/8	3/8	4/8	5/8	6/8	7/8	8/8	9/8	10/8
FeO, %	70,80	64,88	59,00	53,10	55,10	51,10	46,90	42,10	38,50	33,90	29,40
CaO, %	–	3,42	7,00	10,60	14,30	18,00	21,90	25,80	29,60	33,90	38,00
SiO_2, %	29,20	29,70	30,00	30,30	30,60	30,90	31,20	31,50	31,90	32,30	32,60

Fig. 6. Variaţia punctului de topire al zgurelor (care conţin monosilicaţi), în funcţie de compoziţie.



$FeO \cdot SiO_2 = 1146\ °C$ → $CaO \cdot SiO_2 \simeq 1500\ °C$

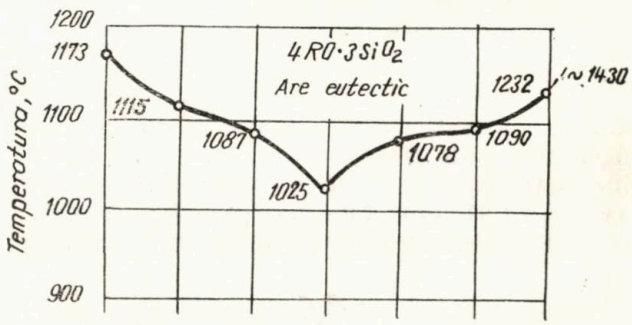
FeO	8/8	7/8	6/8	5/8	4/8	3/8	2/8
CaO	0/8	1/8	2/8	3/8	4/8	5/8	6/8
FeO %	54,37	48,47	42,23	35,71	29,00	22,13	15,00
CaO %	–	5,38	10,94	16,67	27,60	28,61	35,00
SiO_2 %	45,63	46,15	46,83	47,62	48,40	49,26	50,00

Fig. 7. Variaţia punctului de topire al zgurelor (care conţin bisilicaţi), în funcţie de compoziţie.

oxidul de fier, influenţînd temperatura de topire a zgurelor. La înlocuirea unei cantităţi mari de FeO cu Al_2O_3, zgurele devin dense şi vîscoase şi au o temperatură de topire mai înaltă. Această influenţă a Al_2O_3 este mai mică cînd alumina joacă rolul de oxid acid şi formează în zgure aluminaţi de fier, caz întîlnit în mod frecvent la zgurele de la topirea în suspensie.

În condiţiile industriale, procesul tehnologic de topire în suspensie trebuie astfel condus, încît zgurele obţinute să conţină o cantitate cît mai mică de magnetită ; în aceste condiţii se evită depunerile de lipituri de pe vatra cuptorului de topire ; acest lucru este posibil dacă conducerea procesului tehnologic este făcută corect, în ceea ce priveşte excesul de aer, dozarea componenţilor şarjei (atît din punct de vedere cantitativ — granulometric — cît şi al compoziţiei chimice) şi dacă se realizează temperatura optimă de regim a cuptorului, ca urmare a folosirii aerului tehnologic, cu o temperatură mai ridicată.

În general, temperatura de topire a zgurelor de la topirea în suspensie determină temperatura de regim a cuptorului, care la rîndul său influenţează toate reacţiile chimice şi condiţio-



$4FeO \cdot 3SiO_2 = 1173\ °C$ → $4CaO \cdot 3SiO_2 \simeq 1430\ °C$

FeO	32/8	28/8	24/8	20/8	16/8	12/8	8/8
CaO	0/8	4/8	8/8	12/8	16/8	20/8	24/8
FeO %	61,54	54,70	47,60	40,30	32,80	25,30	17,10
CaO %	–	6,10	12,40	19,10	25,80	32,70	40,10
SiO_2 %	38,46	39,20	40,00	40,60	41,40	42,00	42,80

Fig. 8. Variaţia punctului de topire al zgurelor (care conţin sesquisilicaţi), în funcţie de compoziţie.

nează în mare parte consumul de combustibil sau de energie.

În perioada octombrie — noiembrie 1967, la uzinele din Baia-Mare, temperatura topirii zgurei evacuate a fost de 1 220 — 1 250°C, ceea ce înseamnă că ea se găsea într-o stare de fluiditate completă. Variaţia punctului de topire a diferitelor zgure (fig. 6, 7, 8) care conţin monosilicaţi, bisilicaţi şi sesquisilicaţi, arată că unii silicaţi, ca silicaţii de fier, scad punctul de topire astfel, încît în condiţii industriale se pot alege zgure de compoziţii şi temperaturi de topire (temperatura de fluiditate completă a zgurei din metalurgie Cu = 1 200°C) optime, în funcţie de natura procesului tehnologic.

Prin urmare, pentru ca pierderile de cupru în zgurele de la topirea în suspensie să fie minime trebuie ca zgurele să nu fie prea vîs-

coase, să nu se lucreze în atmosferă puternic oxidantă şi temperatura de topire a zgurei să nu fie prea ridicată.

Creşterea capacităţii de oxidare a mediului gazos duce la mărirea conţinutului de magnetită în zgură şi în mată şi, legat de aceasta, la activizarea reacţiei:

$$[Me] + (Fe_3O_4) \rightleftharpoons (MeO) + S\,(FeO)$$

$$K = \frac{(MeO)\,(FeO)^3}{[Me]\,(Fe_3O_4)}$$

Pe de altă parte, în prezenţa atmosferei oxidante se produce oxidarea zgurei:

$$3\,(2FeO \cdot SiO_2) + O_2 \rightarrow 2Fe_3O_4 + 3\,SiO_2$$

avînd ca efect creşterea conţinutului de magnetită în zgură şi în mată: în aceste condiţii, energia de legătură a matei se micşorează din cauza înlocuirii sulfului cu oxigenul, avînd ca efect creşterea conţinutului de cupru dizolvat în zgură. În afară de aceasta, cu creşterea temperaturii se afinează în mod însemnat structura topiturii de silicaţi pe seama formării unei cantităţi mari de spărturi ce înlesnesc migrarea cationilor Cu^{2+} în vacanţele structurii silicaţilor lichizi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lidell D. M. *Handbook of non-ferous metallurgy.* New-York, 1945.

[2] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1966.

[3] Smirnov V. şi alţii. *Metalurgia cuprului, nichelului şi cobaltului.* Vol. I, Moscova, 1964.

[4] Maurice Rey. *Cours de metallurgie des metaux non ferreux.* Paris, E.N.S.M.P., 1959.

[5] Penzimony şi alţii. *Încercarea unei noi variante de topire a concentratelor cuproase în stare de suspensie.* Tvetnîe Metalli, nr. 6, 1961.

[6] Queneau P. *Extractive metallurgy of Copper, Nickel and Cobalt.* Londra, 1961.

RECENZIE

S. Buzilă. **Precizia dimensională şi netezimea suprafeţelor pieselor turnate.** Bucureşti, Editura tehnică, 1968, 240 pag., 132 fig., 49 tabele.

Cartea este împărţită în două părţi, avînd următorul conţinut:

Partea I — Precizia dimensională a pieselor turnate.

Capitolul I — Precizia dimensională şi influenţa ei asupra calităţii pieselor turnate. În acest capitol se fac consideraţii generale şi se expune principial problema abaterilor dimensionale care pot surveni la turnarea pieselor. Se menţionează că în text, aici ca şi în celelalte capitole, nu se precizează dacă tabelele referitoare la abaterile limită, la dimensiuni sau grosimi şi greutăţi, datele cuprinse în tabelele cu adaosuri de prelucrare, precum şi alte date practice prezentate sub formă de tabele sînt provenite din standarde româneşti sau străine sau reprezintă norme interne.

Capitolul II — Influenţa preciziei de execuţie a SDV-urilor asupra abaterilor dimensionale ale pieselor turnate. Se expune influenţa construcţiei modelului şi a ramelor de formare asupra preciziei dimensionale a pieselor turnate, profitîndu-se de această ocazie, ca şi în celelalte capitole, pentru a se face vaste incursiuni în tehnologia confecţionării formelor şi miezurilor cu multe detalii interesante şi inedite, provenite din cuprinzătoarea literatură consultată. Este însă regretabil că literatura de specialitate românească nu a fost pusă la contribuţie în întreaga măsură în care ar fi fost posibil. S-a omis a se menţiona avantaje importante pe care le aduce din punct de vedere al micşorării adaosurilor de prelucrare aplicarea metodei de turnare cu solidificarea intensiv dirijată, metodă românească. Sîntem de părere că era util să se menţioneze aplicarea obligatorie a operaţiilor de recoacere de normalizare, respectiv de detensionare, ramelor de formare turnate din oţel, respectiv din fontă, în vederea stabilizării în timp a dimensiunilor acestora. Ni se pare de asemenea că nu se poate renunţa în principiu la utilizarea bucşelor cementate şi a cepurilor de ghidare călite în cazul ramelor de formare din oţel sau din fontă, fără a se prejudicia asupra preciziei asamblării celor două jumătăţi ale formei.

Capitolul III — Influenţa calităţii amestecurilor de formare asupra preciziei dimensionale a pieselor turnate. În acest capitol se prezintă influenţa proprietăţilor la rece şi la cald ale amestecurilor de formare asupra preciziei dimensionale a pieselor turnate. Avem impresia că, pe lîngă o serie de date foarte interesante, concluziile referinţei 39, reproduse în cartea recenzată, se pare că au fost totuşi preluate fără suficient spirit critic.

Capitolul IV — Capitolele IV şi V — Precizia dimensională a pieselor turnate în forme temporare clasice şi precizia dimensională a pieselor turnate în forme speciale — este tratat la înălţimea tehnicii actuale, menţionîndu-se specificul tuturor procedeelor moderne de confecţionare a formelor de turnare caracterizate printr-un grad de precizie avansat al produselor.

Partea a II-a — Netezimea suprafeţelor pieselor turnate.

În două capitole, VI şi VII — Calitatea suprafeţelor pieselor turnate şi importanţa ei în construcţia de maşini şi — Factorii de care depinde mărimea rugozităţii suprafeţei pieselor turnate, se prezintă principiile şi procedeele actuale de măsurare a rugozităţii şi se trec în revistă toţi factorii tehnologici capabili să influenţeze aceasta, cu referire largă şi la influenţa materialelor de formare şi auxiliare utilizate la confecţionarea formelor şi a miezurilor.

Lucrarea recenzată se întemeiază pe o documentaţie universală foarte largă care se reflectă parţial în cele 95 de titluri ale bibliografiei. Ea reuşeşte să ilustreze într-un mod convingător şi multilateral dependenţa dintre tehnologie, utilaje şi materiale de formare, pe de o parte, şi precizia dimensională, calitatea suprafeţei pieselor turnate, mărimea adaosurilor de prelucrare şi preţul de cost al produselor finite, pe de altă parte. Lucrarea are un pronunţat caracter practic, punînd totuşi accentul cuvenit pe explicarea ştiinţifică, fizică şi chimică a fenomenelor care au loc în decursul confecţionării formelor de turnare şi a umplerii lor cu metal lichid. Ea este foarte utilă personalului tehnic din atelierele de turnătorie, proiectanţilor-constructori sau tehnologi, cît şi studenţilor facultăţilor de tehnologie.

Prof. ing. *C. WANYOREK*

Evitarea poluării aerului la cocserii prin stingerea uscată a cocsului

Ing. I. BARBU, ing. E. FALK și ing. PAULA GOGA
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.74 : 699.871

LA PRÉVENTION DE LA POLLUTION DE L'AIR DANS LES COKERIES PAR L'EXTINCTION SÈCHE DU COKE

On décrit certains aspects des recherches entreprises par l'ICEM, concernant la pollution de l'air à la Station des briquettes de coke (usines „Victoria" — Călan), dans le cas de l'application du procédé de l'extinction humide ou sèche du coke incandescent.

En analysant les résultats des déterminations des substances nocives dans certains points de travail de la station, lors de l'extinction humide de plusieurs sortes de coke incandescent, on conclut que la meilleure solution pour éviter la nocivité de l'atmosphère des cokeries est l'emploi de l'extinction sèche, c'est-à-dire le refroidissement du coke dans un circuit fermé d'agent inerte.

Outre les aspects technologiques (amélioration de la qualité du coke) et économiques (mise en valeur d'une quantité importante de chaleur, perdue lors de l'extinction humide), l'utilisation de l'installation d'extinction sèche prévient la formation des substances nocives (CO, CO_2, SO_2, poudre de coke) causées par l'extinction humide.

Ce dernier aspect social, qui a pour conséquence l'augmentation du temps productif et la protection de la santé des ouvriers, ajouté aux aspects économiques et technologiques, justifie pleinement l'introduction du procédé de l'extinction sèche dans toutes les usines chimiques de coke.

AVOIDING AIR POLLUTION IN COKING PLANTS BY DRY COKE COOLING

The paper presents some aspects of investigations performed by the Metallurgical Research Institute in the matter of air pollution in Coke Briquette Station belonging to Plant „Victoria" — Calan, by wet cooling and dry cooling of incandescent coke.

Analysing results of noxa estimation in various points of the station during wet cooling of several sorts of incandescent coke, conclusion was drawn that the optimal solution for coking plant atmosphere purifying should be dry cooling utilization, namely coke cooling in a closed circuit of inert agent.

Besides technological aspects — as coke quality improvement, economic ones — recovery of a considerable amount of heat, lost in wet cooling, utilization of dry cooling equipment leads to prevention and removing of noxiousness (CO, CO_2, SO_2, coke dust), resulting if incandescent coke is water cooled.

This last — social — aspect, which finds expression in the increase of available time funds, by protection of the workers health and, implicitly, by decreasing morbidity, summed up with the economic and technologic aspect, warrants the adoption of dry cooling in all coke-chemical plants.

Industria cocsochimică este caracterizată de existența unei producții complexe care, pe lîngă agregate și mecanisme în mișcare și surse puternice de radiații calorice, gaze și produse toxice, combustibile și explozive prezintă și posibilitatea impurificării atmosferei cu o serie întreagă de noxe sub formă de pulberi solide sau gaze toxice. Dintre diferitele surse de astfel de noxe, stingerea cocsului incandescent cu apă este una din cele mai caracteristice. La această stingere umedă a cocsului se creează posibilitatea antrenării, de către vaporii de apă și gazele calde degajate, a unor mari cantități de praf de cocs.

În același timp, prin arderea parțială a cocsului se formează gaze ce conțin CO_2, CO, SO_2 etc.

Praful de cocs antrenat reprezintă, conform datelor Comisiei economice pentru Europa a O.N.U., 2 kg pe descărcare, respectiv 6,6% din cantitatea totală de praf care impurifică atmosfera în urma operațiilor tehnologice dintr-o cocserie clasică.

În cazul unei cocserii cu o capacitate de prelucrare de 1 000 — 1 200 t șarjă pe zi, poluarea atmosferei este cea din tabela 1. Praful antrenat la stingere se depune în jurul instalației pe o rază de circa 50 m și prezintă posibilitatea vătămării ochilor.

Un pericol mai mare pentru sănătatea personalului de deservire îl reprezintă conținutul de gaze toxice din atmosferă, în apropierea rampei de stingere.

Tabela 1

Operaţia	Cantitatea de praf
Descărcare	20 kg/h
Manipulare	12,5 kg/h
Diverse manipulări	12,5 kg/h
Arderea gazului de cocs	5,0 kg/h
Înfurnare	70,0 kg/h
Defurnare	20,0 kg/h
Stingere	10,0 kg/h
	Total 150,0 kg/h

Existenţa vaporilor de apă suprasaturaţi, în prezenţa SO_2 şi H_2S, duce la corodarea intensă a pieselor metalice aflate în apropiere şi constituie un alt dezavantaj al sistemului de stingere umedă.

În cadrul cercetărilor efectuate la instalaţia de stingere uscată a cocsului brichete, fabricat prin procedeul ICEM la Staţia de cocs brichete de la Uzina „Victoria" — Călan, s-au determinat noxele prezente în atmosfera staţiei din jurul instalaţiei de stingere atît în cazul folosirii stingerii umede, cît şi în cazul folosirii stingerii uscate. Rezultatele analizelor efectuate, folosind stingerea umedă, sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Condiţiile în momentul ridicării probei	Locul de probă	CO	SO_2	H_2S
		mg/m³		
Înainte de stingere	Macara pioner	2 ; 9 7 ; 19 4 ; 16 ; 20	8,7	0,5
Medie		11,1	8,7	0,5
În timpul şi după stingere	Macara	7 ; 4 ; 2 ; 20	0,6 ; 2,3	0,5 ; 1
Medie		8,25	1,45	0,75

Antrenarea, de către curentul ascensional al vaporilor de apă rezultaţi în cursul stingerii, a aerului din jurul rampei de stingere explică scăderea conţinutului de noxe imediat după stingerea cocsului.

Probele care au fost repetate în condiţiile stingerii umede a cocsului brichete pentru anozi, turnătorie şi electrozi, cu conţinut redus de cenuşă şi sulf, au dat rezultatele din tabela 3. Din compararea datelor experimentale cu limitele admise pentru noxe rezultă că în nici una din situaţii conţinutul de gaze toxice nu depăşeşte limitele admise.

Conţinutul redus de sulf al cocsului brichete pentru anozi determină scăderea, pînă la limite nedozabile, a conţinutului de bioxid de sulf, iar reactivitatea mai scăzută duce la scăderea procentului de oxid de carbon în atmosfera din jurul instalaţiei de stingere umedă.

Toate aceste date arată că nivelul noxelor, în atmosfera de lucru de la Staţia de cocs brichete de la uzina „Victoria" — Călan, este sub nivelul periculos, chiar şi în cazul stingerii cocsului de furnal, şi că are loc o scădere apreciabilă a concentraţiilor lor, o dată cu trecerea la producţia industrială de cocs pentru turnătorie, pentru anozi şi electrozi, cu conţinut scăzut de cenuşă şi sulf.

Determinările au fost efectuate în timpul descărcării cocsului, operaţie care la Staţia de

Tabela 3

Condiţiile în momentul ridicării probei	Locul de probă	CO	SO_2	H_2
		mg/m³		
Înainte de stingere	Macara pioner	5 ; 4	nedozabil	(—)
Medie		4,5		
În timpul şi după stingere	Macara pioner Macara portal Podul macaralei	5 ; 7 ; 5 5 5 9 ; 9	urme nedozabile	1,2
Medie		6,4	urme nedozabile	(1,2)

cocs brichete se repetă de 7 ori în 8 h. În condiţiile unei uzine cu un număr mai mare de descărcări, gradul de poluare al atmosferei va fi desigur mai mare, problema găsirii unei soluţii pentru denocivizarea atmosferei devenind mai importantă.

Prin punerea în funcţiune a instalaţiei de stingere uscată, cocsul incandescent este răcit într-un circuit închis de agent inert. Se evită astfel impurificarea aerului cu CO, H_2S şi SO_2, precum şi toate neajunsurile legate de prezenţa acestora atît din punctul de vedere al protecţiei personalului, cît şi al instalaţiei.

În timpul funcţionării instalaţiei de stingere uscată nu mai au loc degajări de gaze toxice, deoarece circuitul de gaze inerte, izolat pentru a nu permite pătrunderea oxigenului în instalaţie, răceşte cocsul fără degajări de SO_2, H_2S şi CO în atmosfera înconjurătoare.

Antrenările de praf la manipularea cocsului incandescent se menţin, însă datorită înălţimii mari la care se face acum operaţia de încărcare în cuvă (cota + 25 m) acesta este răspîndit pe o suprafaţă mai mare, cu o densitate de repartizare mai mică. Dat fiind că praful ca atare nu constituie un agent toxic, pentru ritmul actual de lucru al staţiei de la Călan, această problemă nu este acută. În viitor, în

cazul folosirii instalației de stingere la uzine de capacitate mare, această problemă va trebui să stea în atenția proiectantului.

Nivelul maxim al concentrației noxelor la folosirea stingerii uscate se poate considera în orice caz sub nivelul acestora în momentul stingerii umede; astfel folosirea acestei metode îmbunătățește situația poluării atmosferei locurilor de muncă de la S.C.B.—U.V.C.

Folosirea instalației de stingere uscată, pe lîngă efectele favorabile asupra reducerii noxelor, prezintă o importanță deosebită și datorită efectului economic pe care îl are prin recuperarea unei cantități importante de căldură ce se pierde la stingerea umedă a cocsului.

La o cocserie cu o producție de 1 000 000 t cocs pe an se pierd, prin răcirea umedă a cocsului, circa 260 — 300 miliarde kcal/an sau, în abur ce se poate obține prin folosirea acestei călduri, o cantitate de 350 — 450 000 000 kg abur. Aceasta corespunde folosirii unei cantități de circa 45 000 000 m^3 de gaz metan sau a circa 48 000 t combustibil convențional ars într-o centrală, respectiv circa 24 — 26% din cantitatea de căldură folosită la încălzirea bateriilor de cocs.

Pentru a se recupera căldura sensibilă a cocsului — această sursă importantă de energie secundară — la evacuarea acestuia din cuptor și pentru a se asigura răcirea lui, de la temperatura de circa 1 000°C cu care se evacuează din cuptor la temperatura mediului ambiant (sau la o temperatură acceptabilă pentru manipulări și transport, de 100 — 300°C), s-a preconizat și s-a introdus în practică stingerea — răcirea — uscată a cocsului cu gaze inerte.

Cu ajutorul gazelor inerte, căldura sensibilă a cocsului se transferă de la cocsul fierbinte la un cazan recuperator, în care, cu ajutorul acestei călduri, se produce abur.

Deși, din punctul de vedere al economiei de căldură și al economicității producției de cocs, recuperarea acestei cantități mari de căldură este deosebit de importantă, totuși problemei răcirii uscate a cocsului nu i s-a dat atenția corespunzătoare decît în ultimii ani.

Astăzi există instalații de răcire uscată, construite în Elveția, Anglia, R.F.G., U.R.S.S., Olanda, S.U.A. etc., la capacități ce variază între cîteva tone cocs pe zi și pînă la circa 1 000 t cocs/24 h (Uzina din Homeqourt — Franța).

În ultimii ani, o dată cu punerea la punct a instalațiilor de producere a cocsului brichete, după procedeul Rammler-Bilkenroth, la uzinele din Lauchhammer — R.D.G., pentru răcirea cocsului brichete din cărbuni bruni, s-au introdus instalații de răcire uscată a cocsului cu o capacitate de prelucrare de 250 t/zi fiecare.

În afară de importanța energetică a răcirii uscate, ca o valoroasă resursă energetică secundară, din punctul de vedere al siderurgiei, are importanță și îmbunătățirea calității cocsului ce se realizează în aceste instalații.

Deși unii autori contestă eficiența în acest sens a procesului de răcire uscată a cocsului, totuși trebuie acceptat faptul că, în ceea ce privește unele caracteristici, cocsul răcit pe cale uscată diferă de cel stins în mod violent cu apă. Astfel, cocsul răcit uscat are, bineînțeles, o putere calorică mai mare, corespunzător celor 6 — 10% umiditate lipsă. Procentele de materii volatile sînt repartizate mai uniform între bucățile de cocs deoarece în instalația de răcire uscată are loc o degazare ulterioară a porțiunilor insuficient degazate.

Datorită răcirii treptate a bucăților de cocs se evită formarea tensiunilor ce apar în cazul stingerii bruște cu apă. De fapt, prin acest fenomen se explică granulația mai bună a cocsului răcit pe cale uscată, precum și rezistența mai bună, observată în unele experimentări comparative.

Astfel, la uzinele de gaz din Kiel — R.F.G., care lucrează cu instalații-cameră, așezate la locul rampei de răcire, la o manipulare extrem de protejată a cocsului, la încercări paralele în toba Micum s-au obținut rezistențe de M_{40} = 87,4%, la cocsul răcit uscat, față de rezistențe medii, de 85,2%, la cocsul stins umed.

Din rezultatele obținute la uzinele din Dagenham — Anglia, la folosirea directă în furnale a cocsului răcit pe cale uscată se obține o economie de 5 — 7% cocs, această uzină realizînd cel mai redus consum de cocs pe tona de fontă dintre toate uzinele engleze.

Efectul răcirii uscate se observă și la folosirea în aglomerator a cocsului mărunt răcit uscat, împreună cu cocsul metalurgic, atingîndu-se temperaturi de aglomerare în circa 1/4 din timpul folosit la aglomerarea cu cocs mărunt umed. Uzina din Dagenham — Anglia consumă zilnic 25 t mărunt de cocs uscat la aglomerator.

La instalațiile de tip siloz are loc și o condiționare a granulației cocsului, o stabilizare a acesteia, datorită solicitărilor mecanice la care este supus cocsul la trecerea prin aceste instalații.

Procentul de granulații mari este redus în favoarea granulațiilor intermediare, fenomen care asigură o permeabilitate mai bună a stratului de cocs în furnal. În urma acestor fenomene, cocsul răcit pe cale uscată, deși are o granulație medie ceva mai mică, are o rezistență mai mare și o uniformitate mai înaintată, ceea ce este un factor de îmbunătățire sensibilă a indicilor tehnico-economici la furnal.

Deși construite la început, mai ales pentru recuperarea căldurii sensibile a cocsului și

pentru producere de abur, astăzi răspîndirea instalațiilor de acest fel se datorează și calității mai bune a cocsului răcit pe cale uscată față de cea a cocsului stins cu apă și indicilor mai buni ce se obțin la furnale prin folosirea acestuia, precum și importanței deosebite pe care aceste instalații le reprezintă din punct de vedere sanitar, ca mijloc de evitare a poluării aerului.

Din punct de vedere economic, după datele prezentate în literatură rezultă că răcirea uscată a cocsului, deși cere investiții inițiale mari, permite amortizarea instalațiilor respective într-o perioadă relativ scurtă, de 5 — 6 ani, numai prin valorificarea căldurii recuperate și fără a ține seamă atît de economiile și indicii tehnico-economici superiori realizați la furnal, cît și de efectul realizat prin evitarea poluării aerului. Adaptarea răcirii uscate a cocsului la noile instalații a devenit o practică din ce în ce mai răspîndită și se preconizează în mod intens extinderea ei la instalațiile vechi, unde există condiții corespunzătoare de spațiu și posibilități de amenajare.

Totuși, din punct de vedere al protecției muncii, această instalație trebuie supravegheată și exploatată cu atenție, întrucît în instalația de stingere uscată, deci în zona periculoasă din punct de vedere al exploziei, conținutul de CO al gazelor inerte recirculate crește în timp pînă la valoarea teoretică de 21%.

Acest fenomen este combătut în diferite uzine fie prin adaos de azot de la fabrica de oxigen, în cazul în care uzina cocsochimică — respectiv instalația de stingere uscată — se află în cadrul unui combinat siderurgic, fie prin arderea parțială a CO la CO_2, prin admisie parțială de aer pentru ardere.

O altă problemă de protecția muncii apare la sortarea cocsului uscat, unde manipularea cocsului duce la formarea unor cantități masive de praf.

Cumularea aspectelor tehnologice și economice cu aspectul social al prevenirii și eliminării noxelor, care se traduce prin mărirea fondului de timp productiv, prin apărarea sănătății oamenilor și, implicit, prin micșorarea morbidității, justifică din plin introducerea stingerii uscate la toate uzinele cocsochimice.

Stabilitatea hidraulică a reţelelor industriale de apă, abur, aer comprimat şi gaze

Conf. ing. N. DRĂGHICI
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 697.3

Regimul de funcţionare a unei reţele este influenţat de numărul şi de mărimea consumatorilor cu debit variabil. De aceea, dimensionarea reţelelor trebuie astfel făcută încît modificarea debitului într-un sector să influenţeze în cît mai mică măsură regimul de funcţionare în celelalte sectoare.

Prin stabilitatea hidraulică a reţelelor se înţelege capacitatea acestora de a menţine constantă repartizarea debitelor între consumatori, stabilită prin calcul şi corectată prin reglajele făcute în timpul exploatării.

În industria metalurgică sînt necesare debite mari de apă, abur, gaze, aer comprimat etc., iar distanţele dintre sursa de alimentare şi consumatori ajung pînă la cîţiva kilometri. Ca urmare, rezultă diametre mari pentru conductele principale de transport, ceea ce ridică o serie de dificultăţi legate de alegerea traseului, de montaj, de străpungerea unor fundaţii, de compensarea dilatării etc.

De multe ori, în scopul evitării unor diametre prea mari, proiectanţii dimensionează conductele magistrale şi pe cele principale pentru viteze mari de transport, iar pentru a nu depăşi valorile uzuale (economice) ale pierderilor totale de presiune în reţea, calculează conductele secundare şi racordurile pentru viteze mai mici de curgere. În cele ce urmează se va arăta că această soluţie trebuie evitată, deoarece micşorează stabilitatea hidraulică a reţelei, ajungîndu-se la situaţia ca unii consumatori să primească un debit mult mai mic, iar alţii, un debit mai mare decît cel necesar (calculat).

Cînd scurgerea are loc la diferenţe mici de presiune ($\Delta p \leqslant 1$ at), formulele de hidraulică dau rezultate admisibile şi pentru gaze sau vapori, întrucît se poate considera că greutatea specifică este constantă. În continuare se analizează situaţia creată prin variaţia debitului şi a presiunii într-o reţea de apă, concluziile fiind valabile pentru orice fluid.

Corelaţia dintre parametrii unei reţele de apă caldă sau supraîncălzită rezultă din următoarele ecuaţii:

— ecuaţia continuităţii debitului

$$G = F\,\gamma\,w = \text{const} \tag{1}$$

— ecuaţia curgerii, a lui Bernoulli

$$\frac{p}{\gamma} + \frac{w^2}{2g} + z + R = \text{const} = H \tag{2}$$

— ecuaţia pierderilor de presiune prin frecare în conducte şi piese speciale

$$R = \left(\lambda \frac{l}{d} + \xi\right)\frac{w^2}{2g} \tag{3}$$

— ecuaţia puterii consumate de pompă

$$N = \frac{G \cdot H}{\eta \cdot 102} \tag{4}$$

în care G este debitul de fluid, kg/s;

F — secţiunea liberă a conductei, m²;
w — viteza fluidului, m/s;
γ — greutatea specifică a fluidului, kg/m³;
$\frac{p}{\gamma}$ — presiunea statică sau piezometrică, exprimată în coloană de lichid, m;
z — presiunea geometrică care reprezintă înălţimea coloanei de lichid raportată la un plan de referinţă, m;
$\frac{w^2}{2g}$ — presiunea dinamică exprimată în coloană de lichid, m;
H — presiunea totală necesară curgerii, m;
R — pierderea de presiune necesară pentru învingerea frecărilor şi a rezistenţelor locale în conductă, m;
λ — coeficientul de frecare în conducte liniare;
l — lungimea conductei, m;
d — diametrul conductei, m;
ζ — coeficientul de frecare în piese speciale (coturi, armături etc.);
N — puterea consumată de pompă, kW;
η — randamentul pompei.

În cazul reţelelor în circuit închis, cum sînt cele de încălzire cu apă caldă sau supraîncălzită, presiunea H dată de pompă trebuie să învingă numai frecările şi să imprime fluidului viteza de circulaţie.

Ţinînd seamă că debitul G, respectiv viteza w, sînt proporţionale cu turaţia n a pompei, în baza relaţiilor (1), (2), (3) şi (4) se obţin relaţiile cunoscute între debit, presiunea totală dată de pompă şi putere, cînd turaţia pompei variază de la n la n_1:

$$\frac{G}{G_1} = \frac{n}{n_1};\quad \frac{H}{H_1} = \left(\frac{n}{n_1}\right)^2;\quad \frac{N}{N_1} = \left(\frac{n}{n_1}\right)^3 \tag{5}$$

sau

$$\frac{N}{N_1} = \left(\frac{G}{G_1}\right)^3 \text{ şi } \frac{H}{H_1} = \left(\frac{G}{G_1}\right)^2 \tag{6}$$

Ultima relaţie dă posibilitatea să se determine influenţa variaţiei presiunii disponibile dintr-o instalaţie locală asupra debitului din această instalaţie. Variaţia maximă a debitului are loc în cazul cînd din toţi consumatorii rămîne în funcţiune numai unul. În acest caz căderea de presiune pe întreaga reţea devine extrem de mică, iar presiunea disponibilă la branşamentul consumatorului (instalaţie locală) rămasă în funcţiune creşte de la valoarea H_c care s-a considerat în calcule, pînă la o presiune H_t apropiată de presiunea disponibilă la plecarea din centrală (sursa de alimentare). În această situaţie raportul debitelor devine:

$$x = \frac{G_t}{G_c} = \sqrt{\frac{H_t}{H_c}} \tag{7}$$

unde x reprezintă gradul maxim posibil de dereglare în sensul creşterii debitului.

Raportul

$$y = \frac{H_e}{H_t} \tag{8}$$

este denumit „indice de stabilitate hidraulică a reţelei".

Din relaţia (8) rezultă că reţeaua are o stabilitate hidraulică cu atît mai mare, cu cît căderea de presiune la consumator (în instalaţia locală) este mai mare faţă de căderea de presiune din reţeaua de transport (linia principală de alimentare).

La limită, cînd $H_e = H_t$, rezultă $y = 1$, ceea ce corespunde cazului teoretic cînd nu se produc pierderi de presiune în reţea (pierderile de presiune în conducta de transport sînt neglijabile faţă de cele din instalaţia locală). În acest caz stabilitatea reţelei este maximă, adică orice variaţie a debitului într-un punct nu produce nici o schimbare a debitului în celelalte puncte.

A doua limită este $y = 0$, adică $H_e = 0$, cînd orice schimbare a debitului modifică debitul în restul punctelor reţelei. O astfel de reţea este complet nestabilă.

În realitate y are valori intermediare între zero şi unitate. Gradul maxim posibil de dereglare în sensul creşterii debitului este desigur:

$$x = \sqrt{\frac{1}{y}} \tag{9}$$

De exemplu, dacă $H_t = 25$ m, iar $H_e = 1$ m, rezultă $y = \frac{1}{25}$ şi $x = 5$. Dacă se sporeşte rezistenţa hidraulică a instalaţiei locale a consumatorului la $H_e = 5$, cu ajutorul unei diafragme sau al unui robinet de reglare, atunci $y = \frac{1}{5}$, iar $x = 2{,}24$.

În consecinţă, pentru o bună stabilitate, reţeaua de transport trebuie dimensionată pentru viteze ale fluidului mai mici decît vitezele din conductele (racordurile) instalaţiilor locale.

Cînd se scoate din funcţiune un consumator (de ex. în caz de reparaţii), debitul total în reţea se va micşora, pierderile de presiune într-o serie de sectoare se vor micşora şi ele, iar presiunile disponibile pentru fiecare din instalaţiile locale (consumatori) vor creşte, ceea ce va avea ca efect creşterea debitului în instalaţiile locale respective.

Pentru a calcula redistribuirea debitului în ipoteza scoaterii din funcţiune a unei instalaţii locale, este necesar să

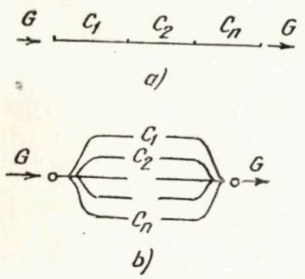


Fig. 1. Reţea de conducte: a – montate în serie; b – montate în paralel.

se determine capacitatea de transport C a reţelei, care leagă debitul ce traversează o conductă (sau o reţea de conducte) şi presiunea totală necesară curgerii:

$$H = C\,G^2 \tag{10}$$

La presiuni diferite, C se poate considera în general constant [această afirmaţie este în concordanţă cu relaţiile (6) şi (7)].

Capacitatea de trecere C a reţelei se calculează uşor, ţinînd seamă că reţeaua este constituită din tronsoane de conducte montate în serie sau în paralel.

Pentru conducte montate în serie (fig. 1, a), debitul este acelaşi, iar pierderea totală de presiune este egală cu suma pierderilor pe diferitele tronsoane, deci:

$$H = H_1 + H_2 + \ldots + H_n = C_1 G^2 + C_2 G^2 + \ldots + C_n G^2 = C\,G^2 \tag{11}$$

de unde:

$$C = C_1 + C_2 + \ldots + C_n \tag{12}$$

Pentru tronsoane montate în paralel (fig. 1, b), pierderile de presiune trebuie să fie egale pe fiecare tronson, deci:

$$H = C_1 G_1^2 = C_2 G_2^2 = \ldots = C_n G_n^2 \tag{13}$$

sau:

$$\frac{G_1}{\sqrt{\frac{1}{C_1}}} = \frac{G_2}{\sqrt{\frac{1}{C_2}}} = \ldots = \frac{G_n}{\sqrt{\frac{1}{C_n}}} \tag{14}$$

Ţinînd seamă de proprietăţile rapoartelor egale se poate scrie:

$$\frac{G_1}{\sqrt{\frac{1}{C_1}}} = \frac{G_2}{\sqrt{\frac{1}{C_2}}} = \ldots = \frac{G_n}{\sqrt{\frac{1}{C_n}}} = \frac{G_1 + G_2 + \ldots + G_n}{\sqrt{\frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} + \ldots + \frac{1}{C_n}}} = \frac{G}{\sqrt{\frac{1}{C}}} \tag{15}$$

de unde:

$$C = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{C_1^2} + \frac{1}{C_2^2} + \ldots + \frac{1}{C_n^2}}} \tag{16}$$

Evident, debitele G_i pe fiecare din tronsoanele paralele rezultă din relaţia:

$$G_i = G\sqrt{\frac{C}{C_i}} \tag{17}$$

Mărimea C reprezintă acei parametri care se admit invariabil în ecuaţia fundamentală a curgerii cu frecare:

$$H = 8{,}27 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{\lambda\, l}{\gamma\, d^5} G^2 \tag{18}$$

de unde prin comparaţie cu relaţia (10) rezultă:

$$C = 8{,}27 \cdot 10^{-2}\, \frac{\lambda\, l}{\gamma \cdot d^5}, \tag{19}$$

în care G este debitul de fluid, m³/s;

H – căderea totală de presiune $p_1 - p_2$ necesară curgerii, kg/m²;
d – diametrul conductei, m;
l – lungimea conductei, m;
γ – greutatea specifică a fluidului, kg/m³;
λ – coeficientul de frecare:

Se calculează $C_1, C_2 \ldots$ cu formula (19), apoi se determină C cu relaţia (12) sau (16) şi se substituie în relaţia (11) sau (17), din care se obţine debitul corespunzător.

În modul acesta se poate uşor calcula redistribuirea debitelor în reţea la scoaterea din funcţiune a oricărui consumator sau grup de consumatori şi se poate verifica stabilitatea hidraulică a reţelei.

O altă problemă care se pune adesea este următoarea: Ca urmare a sistematizării sau extinderii unei uzine, apar consumatori noi, care trebuie racordaţi la reţeaua existentă. Se înţelege că, prin introducerea unui consumator suplimentar, debitele la toţi ceilalţi consumatori se vor micşora.

Dacă reţeaua şi pompele au fost iniţial supradimensionate, s-ar putea ca racordarea unui consumator nou să nu afecteze stabilitatea reţelei. Aceasta rămîne de verificat.

În majoritatea cazurilor, mărirea debitului de apă din reţea peste anumite limite necesită schimbarea pompei.

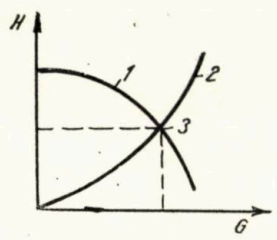


Fig. 3. Determinarea debitului şi presiunii pe care o pompă le poate asigura într-o reţea:

1 — caracteristica pompei; *2* — caracteristica reţelei; *3* — punctul de funcţionare.

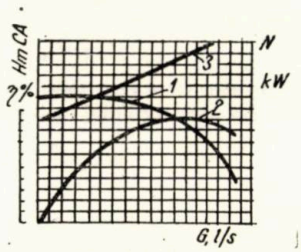


Fig. 2. Curbele caracteristice ale unei pompe centrifuge:

1 — curba GH; *2* — curba randamentului; *3* — curba puterii.

Pentru a se vedea aceste limite, trebuie să se cunoască curba caracteristică de funcţionare a pompei (dată de firma constructoare), care reprezintă variaţia debitului în funcţie de presiune, pentru aceeaşi turaţie (fig. 2). Este, de asemenea, necesar să se construiască curba caracteristică a reţelei, care reprezintă relaţia dintre debitul care circulă prin reţea şi presiunea necesară pentru asigurarea acestui debit [relaţia (10)]. Punctul de intersecţie dintre curbele *G*, *H* ale pompei şi cea a reţelei dă debitul şi presiunea pe care pompa le poate asigura în reţea (fig. 3). Acestui punct de funcţionare îi corespunde o valoare a randamentului, care trebuie să se găsească în limite acceptabile, pentru a putea considera alegerea pompei ca fiind corespunzătoare.

Atunci cînd reţeaua se extinde prin racordarea de noi consumatori, se măreşte şi debitul şi presiunea în acelaşi timp.

Ca urmare, trebuie înlocuite pompele sau, la pompele existente, să se adauge unităţi corespunzătoare pentru

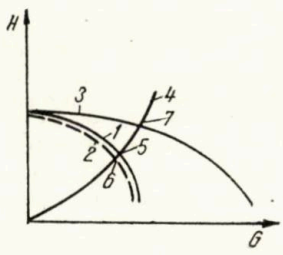


Fig. 4. Caracteristicile pompelor în paralel

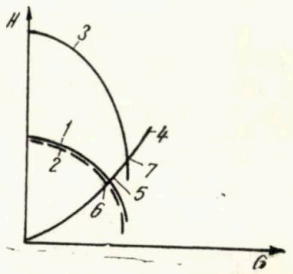


Fig. 5. Caracteristicile pompelor în serie

acoperirea debitului şi a presiunii rezultate prin extinderea reţelei.

În cazul funcţionării a două pompe în paralel sau în serie se construiesc caracteristicile *1* şi *2* ale ambelor pompe şi se obţine caracteristica cumulată *3*. În cazul grupării pompelor în paralel se adună debitele (fig. 4), iar în cazul grupării în serie (fig. 5) se adună presiunile. La intersecţia cu curba reţelei (4) se găseşte punctul de funcţionare al fiecărei pompe *5* şi *6* şi al grupului de pompe *7*, care permit să se verifice randamentul de funcţionare al fiecăreia dintre pompe.

În concluzie, dimensionarea reţelelor pentru o stabilitate cît mai mare asigură buna funcţionare a instalaţiilor locale şi totodată permite (în anumite limite) racordarea de noi consumatori, fără să fie necesară înlocuirea conductelor principale ale reţelei.

Oţeluri înalt aliate de tip maraging de înaltă rezistenţă

Ing. D. M. ŞTEFĂNESCU şi ing. GH. BOLINTINEANU

Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

CZ 669.15–194.55

Micşorarea greutăţii organelor de maşini, cerinţă actuală a tehnicii moderne, se poate realiza atît prin modificări constructive, cît şi prin îmbunătăţirea caracteristicilor mecanice ale aliajului din care este fabricat organul de maşină respectiv.

Cercetările efectuate în ultimii ani în această direcţie au dus la obţinerea unor oţeluri aliate de înaltă rezistenţă, printre care se numără şi oţelurile de tip maraging.

Oţelurile maraging sînt oţeluri aliate cu 18–25% Ni, precum şi cu Mo, Co, Ti. Aceste oţeluri în stare recoaptă sînt martensitice dar, datorită conţinutului lor de carbon deosebit de redus şi conţinutului de nichel ridicat, martensita este destul de tenace şi ductilă, astfel că pot fi deformate, sudate şi prelucrate. Cu tot conţinutul scăzut de carbon, martensita acestor oţeluri este destul de rezistentă, avînd o limită de curgere de circa 70 kgf/mm². Un simplu tratament de îmbătrînire la temperaturi moderate duce la o creştere puternică a rezistenţei, putîndu-se atinge limite de curgere de 210 kg/mm² şi chiar mai mult, în funcţie de compoziţia chimică.

Există trei tipuri de oţel maraging: oţeluri maraging cu 18% Ni; oţeluri maraging cu 20% Ni; oţeluri maraging cu 25% Ni [1].

OŢELURI MARAGING CU 18% Ni

Compoziţia chimică. Compoziţiile principalelor tipuri de oţeluri maraging cu 18% Ni în funcţie de rezistenţele de rupere la tracţiune după diferite tratamente de îmbătrînire sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

σ_r, kgf/mm²	Compoziţia chimică, %				
	Ni	Ti	Al	Co	Mo
140	17–19	0,15–0,25	0,05–0,15	8–9	3,0–3,5
175	17–19	0,3–0,5	0,05–0,15	7–8,5	4,6–5,1
210	18–19	0,5–0,7	0,05–0,15	8,5–9,5	4,7–5,2

Oţelurile din această categorie au conţinuturi ridicate de cobalt şi molibden, care fac posibilă durificarea prin îmbătrînire. Pe compoziţia chimică de bază de mai sus s-au dezvoltat diferite variante. În tabela 2 sînt prezentate compoziţiile chimice complete ale tipurilor comerciale Vascomax 250 şi Vascomax 300 după [2].

Există, de asemenea, oţeluri cu 18% Ni şi cu diferite conţinuturi de titan, variind între 0,29 şi 0,83% Ti şi cu diferite conţinuturi de cobalt, variind între 9,5 şi 14,1% Co [3].

La oţelurile maraging se recomandă un conţinut de sulf şi fosfor cît mai scăzut. Un studiu al lui Haynes a dus la ideea că sulful şi fosforul produc fragilizarea prin uşurarea formării unei concentraţii ridicate de hidrogen, care tinde să difuzeze [4].

Oţelurile maraging mai pot conţine cantităţi de aluminiu, care este un durificant secundar prin precipitare, precum şi Zr, B, Ca, care se adaugă pentru dezoxidare sau pentru finisarea grăunţilor [2].

Elaborarea şi turnarea. Sadowski şi colaboratorii săi au elaborat oţel maraging cu 18% Ni într-un cuptor cu inducţie de 13,6 kg capacitate, sub atmosferă de argon, folosind creuzete de magnezită. Şarjele au fost turnate la temperaturi cuprinse între 1 560 şi 1650°C. S-au folosit ca materii prime fier, nichel şi cupru, electrolitice, în timp ce molibdenul, cobaltul şi cromul au fost adăugaţi ca feroaliaje. Pentru desulfurare s-a adăugat 0,05% Ca sub formă de SiCa. De asemenea, s-au adăugat aluminiu, sub formă de vergele, şi titan spongios, apoi 0,02% Zr (ca NiZr) şi 0,03% B (ca (FeB). Turnarea s-a făcut în forme uscate [5].

Oţelul de tip Vascomax 250 poate fi elaborat în aer sau cu electrod consumabil sub vid, în timp ce Vascomax 300 nu poate fi elaborat decît prin acest ultim procedeu [2]. După cum se va vedea ulterior, elaborarea sub vid duce la rezilienţe mai ridicate la oţelul Vascomax, decît în cazul elaborării aceluiaşi oţel în aer.

Brokleff şi Kortovich au elaborat zece şarje într-un mic cuptor cu inducţie cu vid şi le-au turnat în forme ceramice [4]. Creuzetul cuptorului a fost din magnorit (97,0% MgO; 1,4% CaO; 1,6% SiO_2). Pentru toate şarjele, încărcătura a constat din Fe, Ni, Co şi Mo.

Aproximativ 1/4 din întreaga cantitate de fier a fost plasată la fundul creuzetului, după care celelalte materiale s-au încărcat astfel: 1/3 din Ni; 1/3 din Co; 1/3 din Mo; 1/4 din Fe. Această ordine s-a repetat de trei ori, adică pînă cînd s-a încărcat toată cantitatea de material. Greutatea

Tabela 2

Tipul oţelului	Compoziţia chimică, %												
	C max.	Si max.	Mn max.	S max.	P max.	Ni	Co	Mo	Al	Ti	B	Zr adăugat	Ca adăugat
Vascomax 250	0,03	0,10	0,10	0,010	0,010	18,50	7,50	4,80	0,10	0,40	0,003	0,002	0,05
Vascomax 300	0,03	0,10	0,10	0,010	0,010	18,50	9,00	4,80	0,10	0,60	0,003	0,002	0,05

totală a unei şarje a fost de 11,3 kg. Pentru dezoxidare s-au adăugat Al, Ti, B şi Zr. Temperaturile de turnare au fost de circa 1 554°C. Autorii au studiat, printre altele, influenţa vidului la elaborarea oţelurilor maraging. Ei au constatat că între şarjele elaborate în vid foarte înaintat (5—10 μ) şi

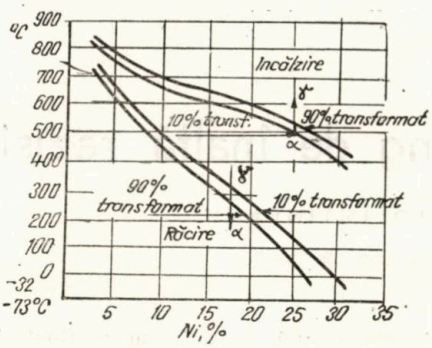


Fig. 1. Diagrama de transformare Fe — Ni.

cele elaborate în vid parţial (75 μ) nu există diferenţe apreciabile [3].

În cazul turnării oţelului maraging în probe groase (aprox. 76 mm) este posibil să se obţină caracteristici mecanice foarte scăzute datorită segregărilor [6].

Caracteristici mecanice. Caracteristicile mecanice ale oţelurilor maraging, prezentate în tabela 1, sînt date în tabela 3. Se pare că durificarea prin îmbătrînire se datorează apariţiei precipitatelor de Ni_3Mo, precum şi datorită unei faze ordonate, avînd după cît se pare compoziţia Fe_2CoNi [9].

O deosebită importanţă asupra caracteristicilor mecanice ale oţelurilor maraging cu 18% Ni o are titanul.

Sadowski şi Decker au turnat prin metoda descrisă mai sus o serie de şarje din oţel maraging cu conţinuturi crescute de titan, pentru determinarea influenţei acestuia asupra proprietăţilor.

Domeniul de compoziţie al şarjelor turnate a fost următorul: 0,012—0,015% C; 16,5—17,0% Ni; 7,60—8,55% Co; 4,40—4,50% Mo; 0,29—0,83% Ti; 0,13—0,16% Al; rest Fe. Rezultatele încercărilor la tracţiune asupra epruvetelor omogenizate şi îmbătrînite au arătat o creştere a limitei de curgere de la 148 kgf/mm², pentru 0,29% Ti, pînă la 173 kgf/mm², pentru 0,83% Ti. Acest lucru se observă din figura 2 unde se prezintă efectul titanului asupra rezistenţei barelor netede. Alungirea şi rezistenţa scad la conţinuturi de titan mai mari de 0,56%, iar rezistenţa de rupere la tracţiune pe probe crestate scade cu creşterea conţinutului de titan. În figura 3 este dată influenţa titanului asupra rezistenţei barelor crestate.

Rezistenţa de rupere pe probe crestate a scăzut de la 239 kgf/mm², pentru 0,29% Ti, la 212 kgf/mm², pentru 0,83% Ti.

Tabela 3

Tipul oţelului σ_r, kgf/mm²	140	175	210
Tratamentul termic	Recoacere 1 h la 815°C; îmbătrînire 3 h la 480°C	Recoacere 1 h la 815°C; îmbătrînire 3 h la 480°C	Recoacere 1 h la 815°C; îmbătrînire 3 h la 480°C după laminare
σ_c, kgf/mm²	133—147	168—188	207—212
σ_r, kgf/mm²	140—154	175—192	208—214
δ, %	14—16	10—12	12
ψ, %	65—70	48—58	60
K Charpy V, kgfm/cm², la 21°C	8,4—15,4	2,5—4,2	—
K Charpy V, kgfm/cm², la 160°C	4,2—8,4	1,7—2,1	—
Rezistenţa la oboseală	6,6	66—70	—

Tratamentul termic. Tratamentul termic al acestor aliaje constă în obţinerea după călire a martensitei cu duritate mică şi durificarea acesteia prin îmbătrînire ulterioară.

Regimul de tratament termic al oţelurilor cu 18% Ni, precum şi cel al oţelurilor cu 20 şi 25% Ni poate fi apreciat cu ajutorul diagramei din figura 1 [7] în care este dată diagrama de transformare Fe—Ni.

Temperatura de transformare $\gamma \rightarrow \alpha$ coboară cu creşterea conţinutului de nichel în aliaj. Structura aliajelor la temperatură normală poate fi constituită din martensită sau austenită şi martensită. Transformarea $\alpha \rightarrow \gamma$ este de asemenea realizabilă la aceste aliaje. Pentru durificare aliajul trebuie încălzit la temperaturi sub cele ale transformării. Martensita formată la răcire este moale, plastică, tenace şi se prelucrează bine, deoarece este o martensită cubică, cu feţe centrate.

Prin îmbătrînire se formează compuşii: Ni — Al; Ni — Al — Ti şi faza γ.

La aliajul cu 18% Ni cu cobalt şi molibden, la încălzirea pînă la 480°C duritatea creşte repede în primele minute, iar ulterior creşterea ei continuă lent şi ajunge la valoarea maximă după 3—6 h de îmbătrînire.

În general, tratamentul termic al oţelurilor maraging cu 18% Ni cuprinde următoarele etape:

— Încălzire la 815°C, menţinere 1 h; dacă piesa este mai groasă de 25 mm, menţinerea se prelungeşte cu cîte o oră pentru fiecare 25 mm. Cobaltul şi molibdenul se dizolvă în soluţie solidă. Urmează răcirea în aer, după care se obţine martensită cu duritatea de 30 HRC.

— Îmbătrînire timp de 3 h la 480°C. Se ajunge la o duritate de 52 HRC. Pentru tratamentul termic al oţelurilor maraging nu este necesară atmosferă de protecţie [8].

Sadowski şi Decker au verificat şi efectul cobaltului asupra caracteristicilor mecanice ale acestor oţeluri. Ei au turnat cinci şarje cu conţinuturi diferite de cobalt, în următorul domeniu de compoziţie: 0,011—0,018% C; 16,5—17,4% Ni; 9,5—14,1% Co; 4,43—4,55% Mo; 0,16—0,44% Ti; 0,084—0,10% Al; rest Fe.

S-a constatat că limita de curgere a crescut cu creşterea conţinutului de cobalt, la acelaşi conţinut de titan. Rezistenţa

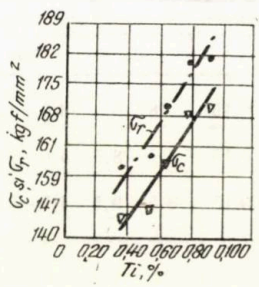


Fig. 2. Variaţia caracteristicilor mecanice în funcţie de conţinutul de titan.

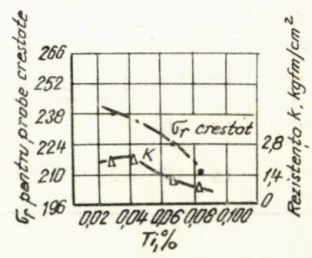


Fig. 3. Variaţia rezistenţei barelor crestate în funcţie de conţinutul de titan.

de rupere pe probe crestate atinge un maxim la un anumit conţinut de cobalt, în funcţie de conţinutul de titan, după cum se observă din figura 4, în care este dată influenţa conţinutului de Co şi Ti asupra rezistenţei de rupere la tracţiune pe probe crestate, din oţelul maraging turnat. La 14,1% Co,

rezistența de rupere la tracțiune pe probe crestate este scăzută. La conținuturi de cobalt mai mici, rezistența de rupere pe probe crestate a variat între 202 și 246 kgf/mm² [5].

Brokleff și Kortovich au obținut rezultate similare privind influența titanului în oțelul maraging. Prin microscopie

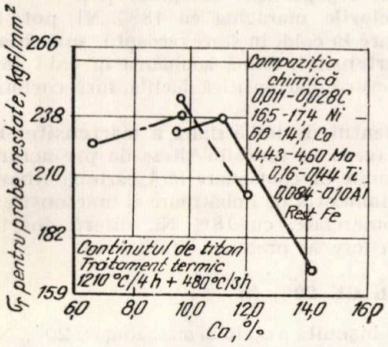


Fig. 4. Variația rezistenței de rupere la tracțiune a probelor crestate, din oțel maraging turnat, în funcție de conținutul de cobalt și de titan.

electronică ei au ajuns la concluzia că, la creșterea conținutului de titan, are loc o mărire a cantității de precipitat sferoidal. Această fază a fost identificată de alți cercetători ca fiind Ni_3Ti. Durificarea a fost de asemenea atribuită unor faze sub formă de benzi, identificate ca Ni_3Mo.

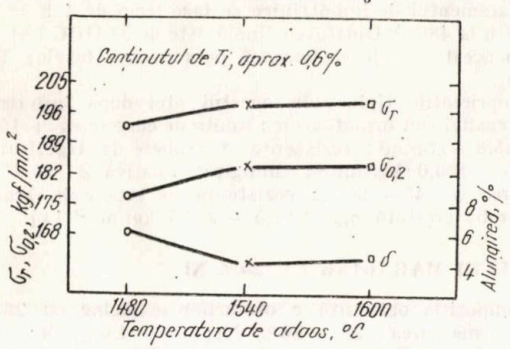


Fig. 5. Variația caracteristicilor mecanice ale oțelului maraging în funcție de temperatura băii în momentul adăugării Ti, B, Zr.

Asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului maraging cu 18% Ni influențează și temperatura de adaos a Al, Ti, B și Zr. Figura 5 arată că atunci cînd adaosurile se fac la

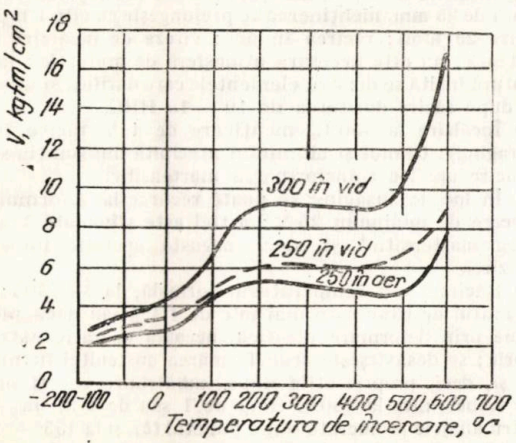


Fig. 6. Variația rezilienței oțelurilor Vascomax 250 și 300, în funcție de temperatura de încercare și de modul de elaborare.

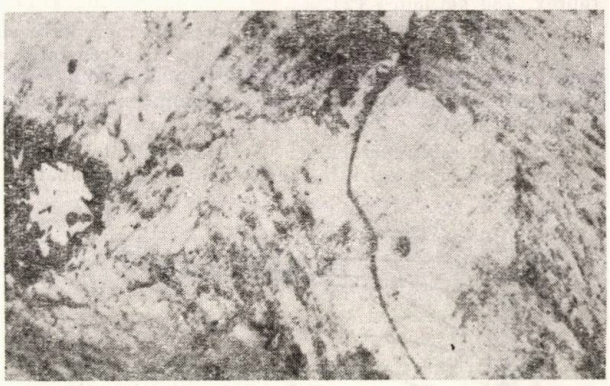
temperaturi ridicate, rezistența de rupere la tracțiune și limita de curgere prezintă o oarecare creștere [3]. În figură sînt prezentate caracteristicile mecanice ale oțelului maraging pentru diverse temperaturi ale băii în momentul adăugării Ti, B, Zr. Aliajul a fost menținut 4 h la 1 149°C și îmbătrînit 3 h la 482°C.

Cu toate că din cercetările lui Brokleff și Kortovich rezultă că în domeniul 5 — 75 μ vidul nu are influență asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului maraging, Pouillard arată că în cazul elaborării cu electrod consumabil în vid reziliența oțelului Vascomax 250 este sensibil mai mare decît în cazul elaborării în aer. Acest lucru se observă din figura 6 care arată reziliența oțelurilor Vascomax 250 și 300, în funcție de temperatura de încercare și de modul de elaborare.

La temperatură joasă cele trei calități au aproximativ aceeași reziliență (aprox. 3,5 kgf/cm² Charpy) dar deasupra temperaturii de 95°C, care este temperatura de tranziție, oțelul mai puțin aliat are reziliență mai ridicată [2].

Caracteristicile mecanice ale oțelului maraging cu 18% N pot fi influențate și prin tratamentul aplicat. Astfel, ridicare temperaturii de omogenizare între 980 și 1 200°C (4 h men

a)



b)

Fig. 7. Microstructura oțelului maraging turnat, × 500, atac Frey: *a* — neomogenizat înainte de îmbătrînire; *b* — omogenizat înainte de îmbătrînire.

ținere) duce la ridicarea rezistenței de rupere la tracțiune și a limitei de curgere. Coborîrea temperaturii de omogenizare sub 1 050°C duce în general la micșorarea gîtuirii, a rezistenței de rupere la tracțiune pe probe crestate și a rezilienței. Creșterea timpului de omogenizare la 980°C și 1 040°C de la 4 la 8 h duce la o oarecare creștere a rezilienței și a rezistenței pe probe crestate, spre valori maxime. În toate cazurile ductilitatea optimă s-a obținut prin tratamentul de omogenizare la 1 150°C.

Necesitatea tratamentului de omogenizare rezultă clar din micrografiile prezentate în figura 7. Se constată că în cazul cînd oțelul turnat nu a fost omogenizat înainte de îmbătrînire, se poate obține în structură pînă la 2% austenită (fig. 7, *a*). Materialul omogenizat a fost complet transformat într-o structură cubică cu fețe centrate cu structură ceva mai fină (fig. 7, *b*). Microstructura a fost pusă în evidență cu atac Frey la mărire de × 500.

Tratamentul de omogenizare duce şi la atenuarea segregaţiilor de Ti şi Mo din oţel. Evident că, acest lucru contribuie la ridicarea plasticităţii şi rezistenţei pe probe crestate a aliajului turnat şi omogenizat [5].

Temperatura şi durata de îmbătrînire au o mare influenţă asupra caracteristicilor mecanice ale oţelurilor maraging. În figura 8 sînt date caracteristicile mecanice ale oţelului

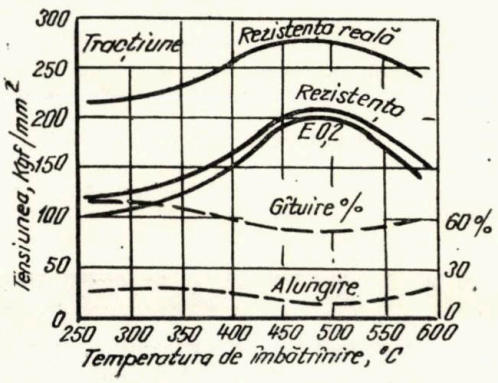


Fig. 8. Variaţia caracteristicilor mecanice ale oţelului Vascomax 300, în funcţie de temperatura de îmbătrînire.

Vascomax 300, în funcţie de temperatura de îmbătrînire. Se constată o durificare structurală foarte puternică maximă la 480°C. σ_r şi $\sigma_{0.2}$ ating valori mai mari de 200 kgf/mm² cu valori mari ale gîtuirii (aprox. 60%) şi ale alungirii (10—15%).

Comportarea oţelului Vascomax 250 este aproximativ identică, dar rezistenţa maximă atinsă este mai scăzută (aprox. 180 kgf/mm²) [2].

Broekleff şi Kortovich au făcut şi încercări în vederea stabilirii influenţei duratei de îmbătrînire. S-a constatat că mărirea duratei de îmbătrînire la 482°C, pînă la 30 h, duce la o creştere a rezistenţei cu circa 7 kgf/mm² şi la o scădere a alungirii de 1,5 — 2,0%.

În figura 9 este reprezentată variaţia rezistenţei de rupere la tracţiune şi a alungirii în funcţie de durata de îmbătrînire

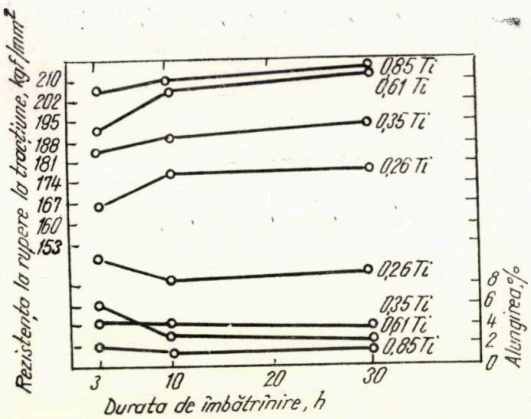


Fig. 9. Variaţia rezistenţei de rupere la tracţiune şi a alungirii în funcţie de durata de îmbătrînire.

(oţeluri omogenizate 4 h la 1 149°C şi apoi îmbătrînite la 484°C).

A fost încercat şi alt tip de tratament, cu următoarele etape:

a) omogenizare 4 h la 1 149°C, urmată de răcire în aer;
b) îmbătrînire 4 h la 593°C;
c) punere în soluţie 1 h la 816°C urmată de răcire în aer.

Acest tratament duce la o creştere a limitei de curgere cu circa 3,5 kgf/mm² a alungirii şi a gîtuirii oţelurilor cu conţinuturi de titan scăzute (mai mici de 0,35% Ti). În anumite cazuri aplicarea acestui ciclu de tratament la aliaje cu conţinut ridicat de titan duce la micşorarea caracteristicilor mecanice, datorită repartiţiei austenitei [3].

Prelucrabilitate. Oţelurile maraging cu 18% Ni pot fi prelucrate după laminare la cald, în stare recoaptă, sau chiar după îmbătrînirea martensitei. După laminarea la cald sau recoacere ele au o structură martensitică ductilă, fără carburi libere.

Cu toate că tratamentul de îmbătrînire a martensitei le ridică mult duritatea (ceea ce necesită viteze de prelucrare mici), aceste aliaje rămîn în continuare fără carburi libere în structură. După tratamentul de îmbătrînire al martensitei, oţelurile maraging comerciale, cu 18% Ni, diferă foarte puţin din punct de vedere al prelucrabilităţii [10].

OŢELURI MARAGING CU 20% Ni

Compoziţia chimică obişnuită a oţelului maraging cu 20% Ni este următoarea: 18 — 20% Ni; 1,3 — 1,6% Ti; 0,15 — — 0,35% Al; 0,3 — 0,6% Nb.

La elaborarea acestui aliaj se adaugă: 0,003% B; 0,02% Zr; 0,05% Ca [4], [9].

Acest tip de oţel răcit în aer, după recoacere, are structură martensitică.

Tratamentul de îmbătrînire se face timp de 4 h la 455°C sau 1 h la 480°C. Duritatea finală este de 52 HRC [8]. Duritatea acestor aliaje se bazează pe separarea fazelor TiAl şi $FeNi_3$.

Proprietăţile tipice ale acestui oţel după îmbătrînirea martensitei sînt următoarele: limita de curgere $\sigma_{0.2}$: 154,3 — — 185,8 kgf/mm²; rezistenţa de rupere la tracţiune σ_r: 168,5 — 190,0 kgf/mm²; alungirea relativă δ: 9 — 13%; gîtuirea ψ: 45 — 60%; rezistenţa de rupere la tracţiune pe proba crestată σ_{rc}: 211,5 — 267,7 kgf/mm² [1].

OŢELURI MARAGING CU 25% Ni

Compoziţia obişnuită a oţelurilor maraging cu 25% Ni este următoarea: 25 — 26% Ni; 1,3 — 1,6% Ti; 0,15 — — 0,35% Al; 0,3 — 0,6% Nb. La elaborarea acestui aliaj se adaugă 0,003% B; 0,02% Zr; 0,05% Ca [4], [9].

Aliajul cu 25% Ni este austenitic după călire, iar pentru formarea martensitei el trebuie supus fie tratamentului aşa-zis ausaging (îmbătrînirea austenitei), fie deformării, pînă la începerea îmbătrînirii.

Se recomandă următoarele operaţii de tratament termic:

a) Încălzire la 815°C, menţinere o oră (dacă piesa este mai groasă de 25 mm, menţinerea se prelungeşte cu cîte 1 h pentru fiecare 25 mm); răcirea în aer; viteza de încălzire nu se limitează; nu este necesară atmosferă de protecţie; la temperatură înaltă se dizolvă elementele care durifică şi austenita are după răcire duritatea de 10 — 15 HRC.

b) Încălzire la 750°C, menţinere de 4 h, răcire în aer (maraging); titanul şi aluminiul precipită din soluţia solidă; la răcire are loc transformarea martensitică.

c) În loc de ausaging se poate recurge la deformarea cu reducere de minimum 25%; astfel este stimulată transformarea martensitică şi, deci, această operaţie înlocuieşte încălzirea.

d) Răcirea sub temperatură normală, la — 73°C; dacă conţinutul de titan este mai mic de 1,4% sau dacă piesa se obţine prin deformare plastică, această operaţie este obligatorie; se desăvîrşeşte transformarea austenitei în martensită şi, deci, proprietăţile după îmbătrînire vor fi optime.

e) Îmbătrînire la 480°C timp de 1 sau de 4 h, la 428°C, pentru aliajele prelucrate după punctul (*b*), şi la 455 — 480°C, 1 — 4 h, pentru cele prelucrate după punctul (*c*); se formează o fază intermetalică; se obţine duritatea de 52 HRC; ridicarea temperaturii de îmbătrînire peste 480°C poate duce la transformarea parţială a martensitei în austenită (adică la transformarea inversă) şi deci la micşorarea durităţii [8].

Garwood şi Jones au studiat structura oţelurilor maraging cu 25% Ni, în diferite condiţii de tratament termic, folosind tehnica microscopiei electronice prin transmisie prin film subţire.

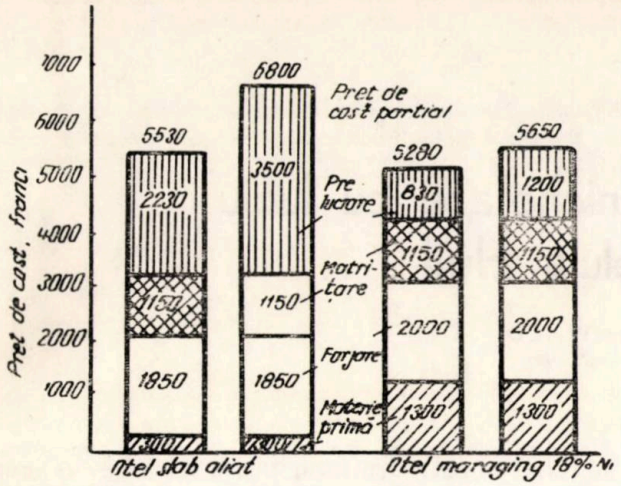


Fig. 10. Analiza prețului de cost al unei piese de avion.

Precipitatele au fost identificate prin difracție electronică. După recoacere, acest oțel este austenitic; s-a constatat că morfologia și structura precipitatelor care provoacă durificarea în timpul tratamentului de îmbătrînire a martensitei depind de tehnica folosită pentru transformarea masei metalice de bază în martensită. Cînd transformarea s-a făcut prin deformare la rece și tratament sub zero, sau numai prin tratament sub zero, se formează un precipitat acicular fin, de fază hexagonală η, cu compoziția Ni_3Ti. Cînd s-a folosit tratamentul de îmbătrînire a austenitei (ausaging) s-au format particule sferice $\gamma' - Ni_3$ (Ti, Al), cu structură ordonată cubică cu fețe centrate, care au acționat ca germeni pentru precipitarea titanului rezidual sub formă de γ', cubică cu fețe centrate la un tratament ulterior de îmbătrînire a martensitei.

Tratamentul sub zero grade produce o martensită maclată fină, care conferă oțelului proprietăți de rupere mai scăzute decît în cazul materialului transformat prin deformare la rece, la temperatura camerei [11].

Caracteristicile mecanice ale oțelurilor maraging cu 25% Ni, tratate după cum s-a indicat mai sus, sînt următoarele: limita de curgere $\sigma_{0,2}$: 168,5 — 192,1 kgf/mm²; rezistența de rupere la tracțiune σ_r: 182,0 — 204,7 kgf/mm²; alungirea relativă δ: 10 — 15%; gîtuirea ψ: 40 — 60%; rezistența de rupere la tracțiune pe probe crestate σ_{rc}: 196,9 — — 251,9 kgf/mm² [4].

PREȚUL DE COST AL OȚELULUI DE TIP MARAGING

Contrar oțelurilor slab aliate cu conținut mediu de carbon de înaltă rezistență, a căror prelucrare după călire și revenire este dificilă și costisitoare, oțelurile maraging cu 18% Ni se sudează și se prelucrează mecanic ușor și se pot deforma la rece satisfăcător.

Recent s-a făcut un studiu comparativ al prețurilor pentru producerea unei piese de avion din oțel maraging cu 18% Ni și dintr-un oțel slab aliat cu înalte caracteristici mecanice de tip 300 M (0,40% C; 1,60% Si; 0,80% Mn; 1,80% Ni; 0,80% Cr; 0,40% Mo).

Această piesă avea o structură alveolară complicată, cu bosaje și postamente, iar dimensiunile de gabarit erau de: 700 × 500 × 50 mm. Costul total al producției piesei a fost descompus în: materie primă, prelucrare, deformare și valoarea matrițelor pentru o serie de 50 piese.

Figura 10 dă analiza prețului de cost al unei piese de avion, forjată dintr-un oțel slab aliat (300 M) și dintr-un oțel maraging (18% Ni), după următoarele procedee: procedeu după care prelucrarea piesei este executată înaintea durificării; procedeu după care toată piesa este degresată, tratată termic și apoi prelucrată pentru finisare pe toată suprafața.

Se constată că atunci cînd este produsă din oțel maraging cu 18% Ni, această piesă este mai ieftină cu 5 — 17% decît aceeași piesă produsă dintr-un oțel slab aliat [4].

BIBLIOGRAFIE

[1] Hall A. M. *The Status of Ultrahigh Strength Steels today.* Metal Progress, 1965, p. 178 — 182.

[2] Pouillard E. *Les aciers spéciaux à haute resistance au service de l'industrie horlogère.* La Metallurgie et la Construction Mécanique, 3, 1964, p. 217 — 225.

[3] Brokleff J. E. și Kortovich G. S. *Anevaluation of Mechanical Properties of Cast Maraging Steels.* Modern Castings, 1967, p. 87 — 96.

[4] Haynes A. G. *L'acier maraging et les aciers faiblement alliés à très haute resistance.* Revue de Métallurgie, nr. 7—8, 1966, p. 555 — 569.

[5] Sadowski E. P. și Decker R. F. *Cast maraging steel.* Modern Castings, febr., 1963, p. 26 — 35.

[6] Dabney J. B. și Larson H. R. *Casting Maraging Steel Evaluated.* Journal of Metals, dec., 1963.

[7] Ward W. V. *Les aciers maraging, un nouveau concept en métallurgie.* Traitement thérmique, nr. 27, 1967, p. 41 — 49.

[8] Spektor I. I. și Voronina S. M. *Oțeluri maraging.* Metalurgia, nr. 4, 1965, p. 218 (Rezumat din Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 11, 1964, p. 24 — 35).

[9] Habraken L. *Les aciers de construction à très haute resistence.* Revue de Metallurgie, mai, 1963, p. 439—455.

[10] Fowler El. și Mc. Auliffe J. F. *Machining maraging steel.* Metalworking Production, nr. 5, 1965, p. 54 — 59.

[11] Garwood R. D. și Jones R. D. *Electron microscope study of the structure of a 25% Ni, Ti, Al maraging steel.* Journal of Iron and Steel Institute, mai, 1966, p. 512 — 519.

Controlul băilor de nichelare cu luciu folosind celula Hull

Chim. E. GRÜNWALD
Întreprinderea „Armătura" — Cluj

CZ 669.248.7

Celula Hull este o baie mică de galvanizare, în care, cu ajutorul unui curent, pe un catod, se produce o depunere metalică, densitatea de curent fiind variabilă în diferitele puncte situate de-a lungul catodului. Această densitate de curent se obţine în urma aşezării speciale a catodului (fig. 1).

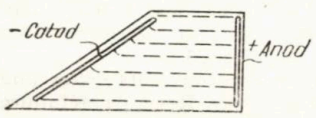


Fig. 1. Celula Hull.

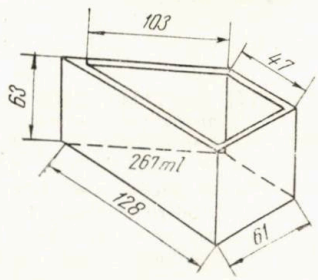


Fig. 2. Dimensiunile celulei Hull.

Celula este confecţionată din plexiglas cu dimensiunile prezentate în figura 2.

Baia originală are capacitatea de 267 ml. Un gram de adaos în celulă corespunde unui adaos de 3,7 g la un litru electrolit din baie (1 ml/267 ml = 3,7 ml/l).

Pentru un calcul mai uşor se întrebuinţează şi celule cu un volum de 250 ml. În acest caz, 1g/250 ml corespunde la 4 g/l electrolit.

CURBELE DE ETALONARE ŞI DENSITĂŢILE DE CURENT ADECVATE

La încărcarea celulei cu un curent bine determinat, în celulă trece un curent care variază corespunzător distanţei dintre anod şi catod. Aceste valori variate de densităţi de curent trec de la partea stîngă a catodului (domeniul densităţilor ridicate de curent) spre partea dreaptă (zona densităţilor scăzute de curent). În practică, cea mai mare importanţă o are zona depunerilor lucioase.

Curba de etalonare a celulei, obţinută prin experimentare, depinde de polarizaţia catodică prezentă în timpul electrolizei. La electroliţii cu polarizare catodică neînsemnată, curba obţinută este abruptă, în timp ce la electroliţii cu polarizare catodică pronunţată, este mai lentă.

După experienţele efectuate s-a găsit că distribuţia curentului depinde de natura electrolitului întrebuinţat [1]. Pentru acest motiv s-a găsit o curbă medie de etalonare, din care se poate deduce uşor pentru practică densitatea de curent în zonele cele mai utile, pe toate punctele catodului. Această curbă se poate exprima cu ecuaţia generală a lui Hull-Mac Intyre:

$$A = I\,(C_1 - C_2 \log L)$$

în care:

A este densitatea de curent; I — curentul total aplicat la celulă; L — distanţa de-a lungul catodului de la punctul densităţilor de curent ridicate; C_1 şi C_2 — două constante dependente de natura electrolitului. Efectuînd numeroase experienţe cu diferiţi electroliţi, Hull şi Mac Intyre au găsit că valorile lui C_1 şi C_2 nu variază prea mult de la electrolit la electrolit, formulînd o formulă generală, aplicabilă pentru toate băile galvanice:

$$A = I\,(27{,}7 - 48{,}7 \log L),$$

în care:

A este densitatea de curent, A/ft²; I — intensitatea de curent total aplicată celulei, A; L — distanţa măsurată în ţoli de la punctul densităţilor maxime de curent. Această expresie se referă la celula originală cu capacitatea de 267 ml.

Formula Hull — Mac Intyre, raportată la sistemul metric — zecimal, va fi pentru celula de 267 ml:

$$A = (5{,}129 - 5{,}276 \log L),$$

în care:

A se exprimă în A/dm²; I, în amperi şi L, în cm. În curbele din figurile 3 şi 4 este reprezentată această formulă, dîndu-se valorile curenţilor totali aplicabile celulei, în raport cu distanţele de la punctul densităţilor maxime de curent.

În mod analog se obţine formula şi pentru celula de 250 ml:

$$A = I\,(5{,}1019 - 5{,}240 \log L).$$

Cu ajutorul datelor din tabela 1 se poate determina densitatea de curent pe toată suprafaţa catodică [2].

Controlul diferiţilor factori la băile de nichelare cu luciu. Cu ajutorul celulei Hull se pot determina, cu o exactitate suficientă, următorii factori şi componenţi ai băilor de nichelare cu luciu:

Densităţile limită de curent ale zonelor depunerilor lucioase şi ale zonelor de lucru. Se măsoară distanţa dintre marginea stîngă a plăcii catodice şi terminarea zonelor depunerilor lucioase, după care din figurile 3 şi 4 se caută densitatea corespunzătoare distanţei găsite. Aceste densităţi de curent fiind valori limită, utilizarea lor în practică produce depuneri imperfecte. Din acest motiv se recomandă a se forma din ambele valori limită o valoare medie, care va da rezultate optime în practică.

Exemplu. Să se determine la o baie lucioasă de nichel valoarea maximă a densităţii de curent (A/dm²) la care se pot obţine în practică depuneri cu luciu puternic.

Curentul total în celulă este de 3 A. După 10 min de electroliză, pe catod, limita depunerilor lucioase se află la o distanţă de 3, respectiv 6 cm. Din figura 4 şi tabela 1 rezultă că, la 3 A şi 3 cm corespunde o densitate de curent de 8 A/dm², iar la 6 cm, 3,4 A/dm². În practică se va lucra cu valoarea medie de 6 A/dm².

Este mai simplă întrebuinţarea diagramelor în care distanţele pe abscisă sînt notate în cm. În acest caz se aşază placa catodică cu marginea ei superioară lîngă abscisă, se prelungesc limitele depunerilor lucioase pînă la curbă şi se citeşte direct densitatea de curent corespunzătoare distanţelor găsite (fig. 5).

Tabela 1

267 ml

5,1	3,5	2,6	1,9	1,4	1,0	0,7	0,4	0,1	0	1 A
10,2	7,0	5,2	3,8	2,8	2,0	1,4	0,8	0,2	0	2 A
15,3	10,5	7,8	5,7	4,2	3,0	2,1	1,2	0,3	0	3 A
20,4	14,0	10,4	7,6	5,6	4,0	2,8	1,6	0,4	0	4 A
25,5	17,5	13,0	9,5	7,0	5,0	3,5	2,0	0,5	0	5 A

Curent total

A/dm²

250 ml

5,10	3,52	2,60	1,94	1,43	1,02	0,67	0,36	0,10	0	1 A
10,2	7,04	5,20	3,88	2,86	2,04	1,34	0,72	0,20	0	2 A
15,3	10,6	7,80	5,82	4,29	3,06	2,01	1,08	0,30	0	3 A
20,4	14,1	10,4	7,76	5,72	4,08	2,68	1,44	0,40	0	4 A
25,5	17,6	13,0	9,70	7,15	5,10	3,35	1,80	0,50	0	5 A

Curent total

0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10

→ cm

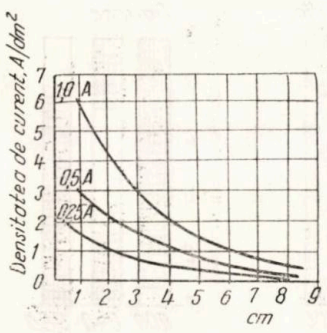


Fig. 3. Variaţia densităţii de curent în funcţie de distanţa de la punctul densităţilor maxime de curent.

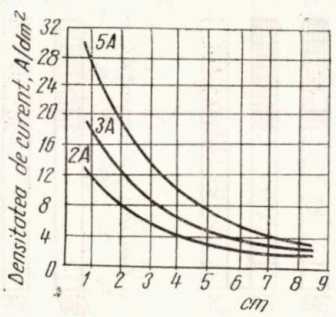


Fig. 4. Variaţia densităţii de curent în funcţie de distanţa de la punctul densităţilor maxime de curent.

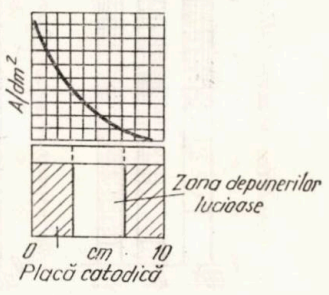


Fig. 5. Determinarea densităţii de curent.

Impurităţi metalice şi nemetalice. Impurităţile — în forme foarte diverse, ca metale străine, sau impurităţi organice — pot cauza dificultăţi mari în procesul de nichelare la o concentraţie oarecare. Cu ajutorul celulei Hull se poate stabili uşor dacă în electrolit există impurităţi de orice natură. În unele cazuri, chiar spatele plăcii catodice, adică zona densităţii minime de curent, poate da o lămurire.

Dacă într-un electrolit de nichelare lucioasă există cupru în concentraţie între 0,1 şi 0,5 g/l, pe placa catodică, la zona densităţilor scăzute, apar dungi negre. Peste o concentraţie de 1 g/l pînă la 2 g/l, nichelul nu se mai depune pe catod, ci numai cuprul, sub o formă spongioasă.

Celula Hull conţine date şi asupra modului îndepărtării impurităţilor metalice din electroliţi de nichel impurificaţi. În acest caz se folosesc electrozi paraleli (fig. 6).

E x e m p l u. O baie de nichel este impurificată cu cupru. Dimensiunea catodului în celulă este de 100 × 70 × 0,5 mm şi este cufundat în electrolit la 50 mm. Densitatea maximă utilizată este de 0,28 A/dm² şi cuprul se poate îndepărta în 10 min. Volumul băii galvanice impurificate este de 3 500 l, iar dimensiunea catodului întrebuinţat pentru îndepărtarea cuprului, de 100 dm². Amperajul necesar pe oră şi litru va fi:

$$0{,}28\frac{10\text{ min}}{60\text{ min}}\cdot\frac{1\,000\text{ ml}}{267\text{ ml}} = 0{,}175\text{ A.}$$

Deoarece dimensiunea catodului este de 100 dm² şi pentru îndepărtarea cuprului dintr-o baie de nichelare sînt necesari 0,5 A/dm² este nevoie de 100·0,5 (A/dm²) = 50 A_{total}.

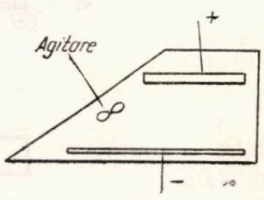


Fig. 6. Celula Hull cu electrozi paraleli.

Deci, pentru îndepărtarea completă a cuprului sînt necesare: 0,175·3 500 : 50 = 12,25 h (cu 50 A_{total} şi cu catod de fier, avînd dimensiunea de 100 dm²).

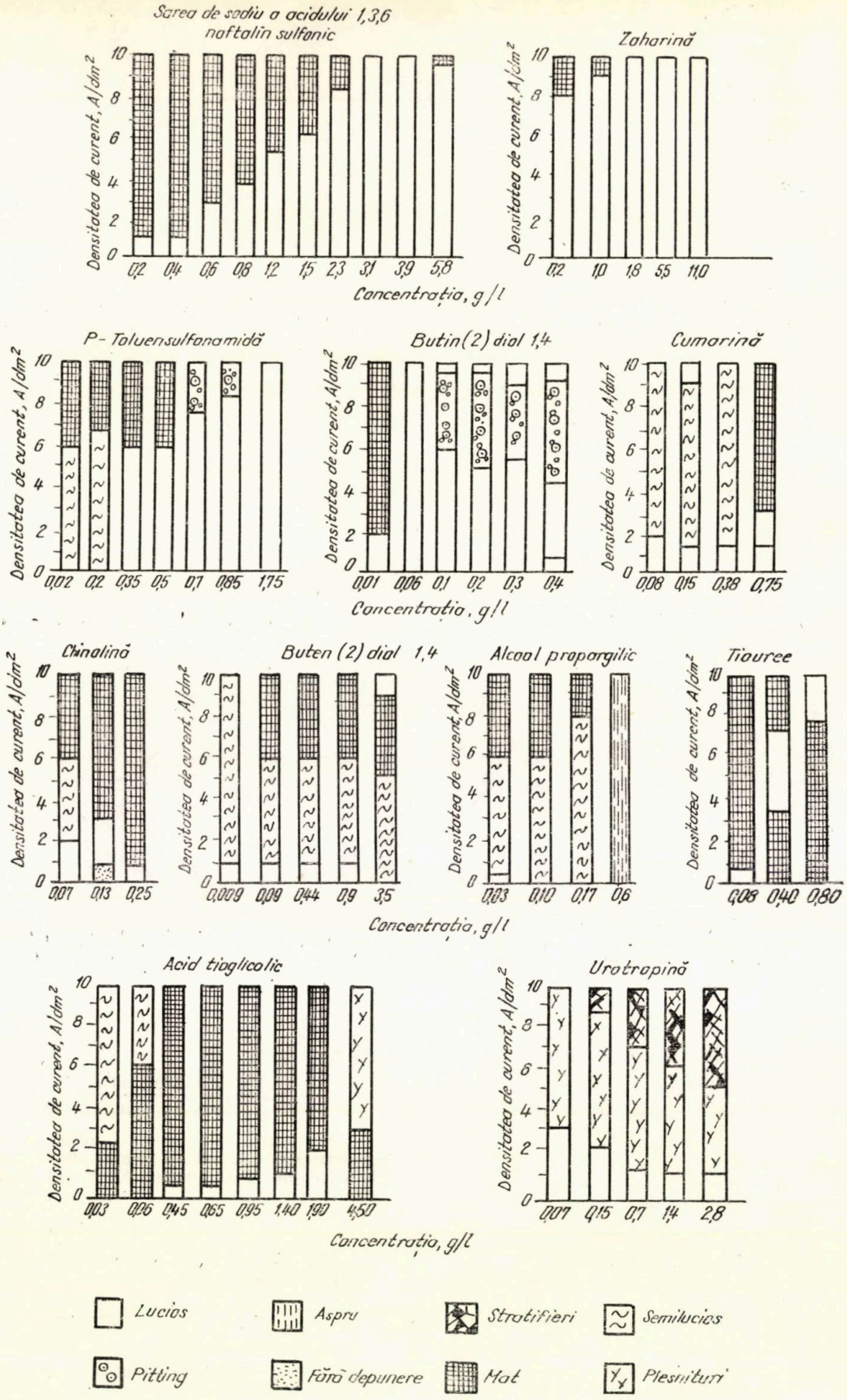


Fig. 7. Efectele adaosurilor de luciu asupra depunerilor de nichel, în funcție de densitatea de curent.

Concentrația adaosurilor de luciu. Dacă concentrația adaosurilor de luciu nu se poate determina pe cale chimică, cea mai indicată este întrebuințarea celulei Hull. Pe placa catodică apar toate schimbările concentrației adaosurilor.

Adaosurile organice pentru formarea luciului se împart în următoarele grupe :

— Substanțe care în electroliții de nichelare de tipul electrolitului Watts asigură depunerii — în domenii mari ale densității de curent (1 — 10 A/dm²) — un luciu puternic și o structură cristalină foarte fină (p-toluen sulfamida, zaharina, sarea de sodiu a 1, 3, 6 — acidului naftalin trisulfonic).

— Substanțe care asigură o depunere cu structură cristalină foarte fină în domeniul scăzut al densităților de curent, cu un efect foarte bun de nivelare (cumarina, 1, 4 butendiol, chinolina).

— Substanțe organice care singure nu au nici un efect asupra depunerii de nichel (alcool alilic, în cantități infime alcoolul propargilic și 1, 4 butendiolul).

— Substanțe care singure au un efect negativ asupra depunerii mai ales în domenii scăzute ale densității de curent (hexametilentetramina, acidul tioglicolic, tiocarbamida etc.).

Rezultatele se pot reține cu ajutorul simbolurilor simple, care au fost introduse în practică pentru caracterizarea diferitelor depuneri apărute pe placa experimentală. În figura 7 sînt redate efectele adaosurilor de luciu enumerate în cele patru grupe, asupra depunerilor de nichel, în funcție de densitatea de curent și concentrația lor, utilizînd simbolurile respective pentru caracterizarea depunerii.

Celula Hull permite, de asemenea, să se determine puterea de pătrundere a electrolitului, influența *p*H-ului, a temperaturii și a produselor de descompunere.

Modul de lucru cu celula Hull. După ce în celulă se introduce electrolitul respectiv cu un volum de 270 sau de 250 ml, aceasta se așază într-o baie de apă cu o temperatură cu 2—3°C mai ridicată decît aceea de lucru, astfel, ca temperatura electrolitului să nu scadă prea repede. După conectarea anodului, catodul se așază în soluție fără curent și se conectează imediat la polul negativ al sursei de curent. Pregătirea catodului se execută după următoarele operații : degresare electrolitică, 0,5 min (sau cu var de Viena) ; spălare în apă rece ; decapare în HCl 1 : 1 ; spălare în apă rece ; galvanizare în celula Hull.

Placa catodică trebuie să aibă dimensiunile de 100 × × 70 × 0,5 mm. Materialul pentru placa catodică este alama. Catozii trebuie să aibă un luciu puternic, care se obține prin lustruire cu un disc de pîslă.

Timpul de menținere a catozilor în celula Hull în cursul galvanizării pentru electroliții de nichelare lucioasă este de 10 — 15 min, la o intensitate de curent aplicată, de 3,0 — — 4,0 A.

BIBLIOGRAFIE

[1] N o h s e W. *Die Prüfung galvanischer Bäder in der Hullzelle.* Saulgau Württ, Eugen G. Leuze Verlag, 1965.

[2] B e r t o r e l l e E. *Trattato di galvanotecnica.* Milano, Editura Hoepli, 1960.

RECENZIE

V. V u l c u, I. B r a t u, C. S a m o i l ă. **Executarea miezurilor și formelor prin împușeare.** București, Editura tehnică, 1968, 238 pag., 157 fig., 19 tabele.

Conținutul lucrării este grupat în cinci capitole :

Capitolul — Teoria executării formelor și miezurilor prin împușcare. În acest capitol se face teoria termodinamică a mașinilor pneumatice de împușcat miezuri, se studiază dinamica mișcării amestecului de formare în timpul îndesării și îndesarea propriu-zisă a amestecului în ramele de formare și, în special, în cutiile de miezuri, aducîndu-se o importantă contribuție la explicarea științifică a fenomenelor care au loc.

Capitolul II — Probleme tehnologice ale executării miezurilor și formelor prin împușcare. Pe lîngă o serie de probleme specifice confecționării formelor și în special miezurilor pe mașini de împușcat, cum sînt : evacuarea aerului din cutiile de miez, construcția capetelor de suflat, alegerea locului de împușcare, se tratează și o sumă de probleme aparținînd tehnologiei generale a confecționării miezurilor, cum sînt : clasificarea miezurilor, proiectarea și construcția cutiilor de miez, canalele de aerisire și evacuare pentru miezuri, demularea miezurilor din cutii după îndesare — care sînt binevenite în cazul acestei monografii — cît și unele probleme mai speciale legate de aplicațiile particulare ale mașinilor de suflat miezuri la confecționarea miezurilor cu întărire chimică, în cutii calde etc.

Capitolul III — Materiale de formare și auxiliare.

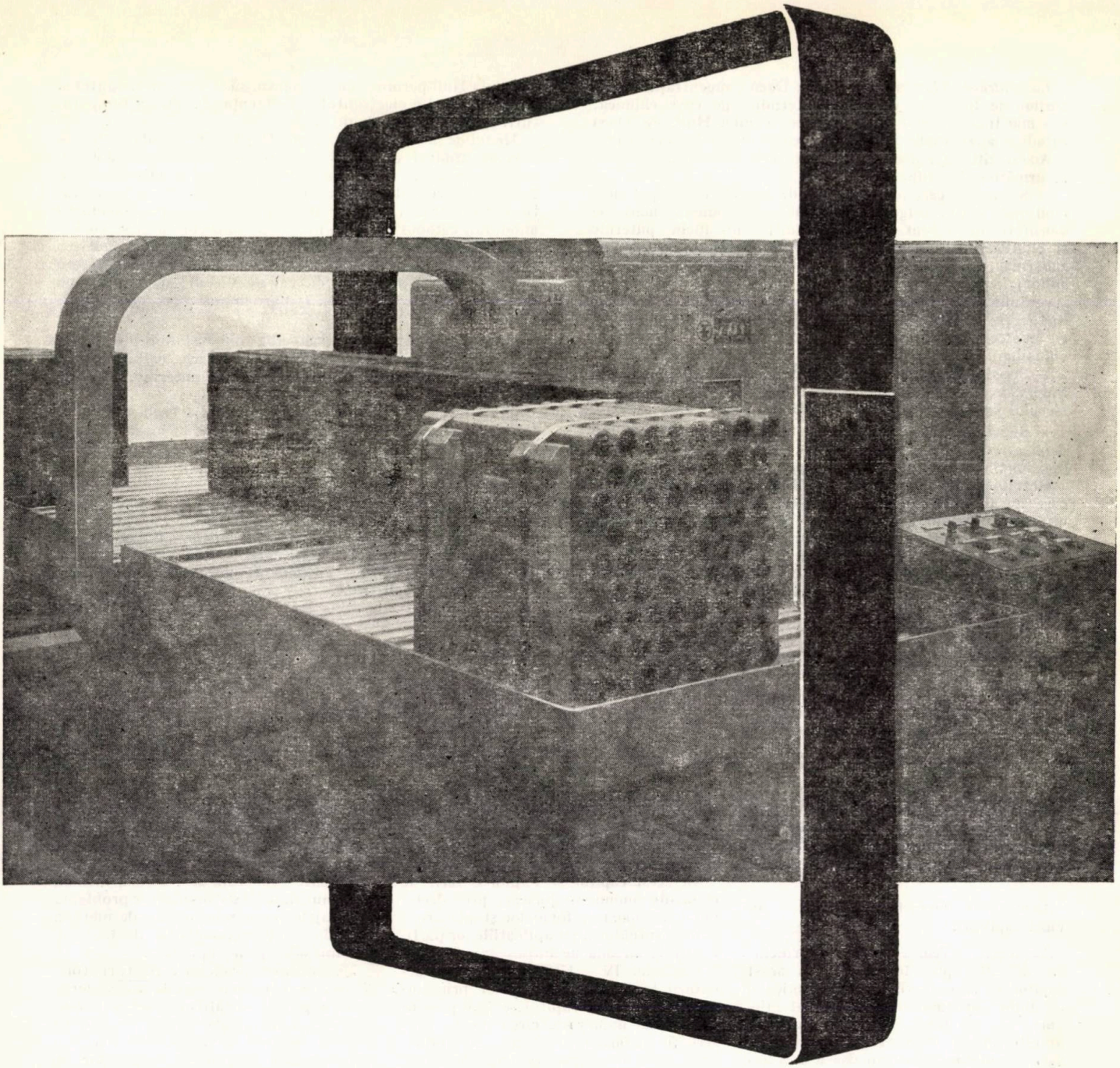
În acest capitol se expun o serie de elemente comune majorității procedeelor de confecționare a formelor și miezurilor pentru turnătorii, cu aplicațiile lor particulare la metoda de împușcare.

Capitolul IV — Utilaje necesare executării formelor și miezurilor prin împușcare. În acest capitol se face prezentarea unui număr de circa 23 de construcții de mașini realizate în străinătate, fără a se face referiri suficiente la proiectele și realizările industriei românești de utilaje pentru turnătorii, iar partea grafică, privitoare la aceste mașini, se rezumă la reproducerea unor vederi fotografice. Se apreciază că ar fi fost foarte utilă completarea acestora cu schițe de principiu, secțiuni, scheme cinematice și unele detalii mai importante la scară, care ar fi venit în ajutorul nu numai al proiectanților și constructorilor dar și al beneficiarilor acestor mașini.

Capitolul V — Organizarea producției — și capitolul VI — Aspecte economice — analizează într-un mod original și merituos modul de amplasare a utilajelor de împușcare astfel încît să se încadreze în mod organic în fluxul tehnologic al atelierului ; se expune modul de organizare a producției și a transporturilor, aducîndu-se o importantă contribuție în acest domeniu, puțin tratat în literatura noastră de specialitate. Se subliniază expunerea sistematică a normelor de tehnica securității și de protecția muncii în atelierele cu acest specific de utilizare a mașinilor de împușcat, după cum se tratează într-un mod multilateral și convingător problema avantajelor economice oferite de metoda de îndesare a amestecurilor de formare sau miezuire prin împușcare.

Mecanizarea producției în turnătorii și ușurarea muncilor grele în vederea măririi productivității pe metru pătrat și pe om, a ameliorării calității, a scăderii prețului de cost al pieselor turnate și a îmbunătățirii continue a condițiilor de muncă din turnătorii necesită introducerea metodelor tehnologice moderne și a utilajelor de mare capacitate. Apariția monografiei recenzate reprezintă un substanțial ajutor în aceste direcții, acordat atît cadrelor tehnice din turnătorii, chemate să lucreze practic cu mașini de împușcat miezuri sau forme, cît și proiectanților de tehnologii sau de utilaje, precum și studenților facultăților de metalurgie. În lucrare se tratează atît baza fizică teoretică a procesului de îndesare prin împușcare, cît și materialele și utilajele folosite, după cum se acordă atenție cuvenită și problemelor de organizare științifică a atelierelor respective, cît și precizării aspectelor economice ridicate de utilizarea mașinilor de împușcat. O bogată bibliografie de specialitate, românească și universală, întregește volumul.

Prof. ing. *C. WANYOREK*



Legarea în prezent, cu randament superior, a produselor din oțel cu luciu

Prin dezvoltarea recentă a mașinii noastre de legat, ajustajele laminoarelor își pot moderniza eficient modul de lucru. Ea lucrează cu cel mai ridicat randament economic la legarea pachetelor rotunde și în colțuri, de bare, table și colaci de benzi. Avantajoasa închidere plată a legăturii prin sudarea dublă în puncte asigură un transport lipsit de deranjamente al produselor laminate. Timpul de legare este de 7s.

Supravegherea mai multor instalații de legat, de la un post central, este posibilă prin utilizarea unor unități automate de alimentare.

Prin noua noastră mașină de legat profitați de avantajele tehnicii moderne. Ea a fost distinsă, la tîrgul de primăvară din Leipzig din anul 1968, cu o medalie de aur. Vă informăm detaliat sub numărul de cod A 40/68.

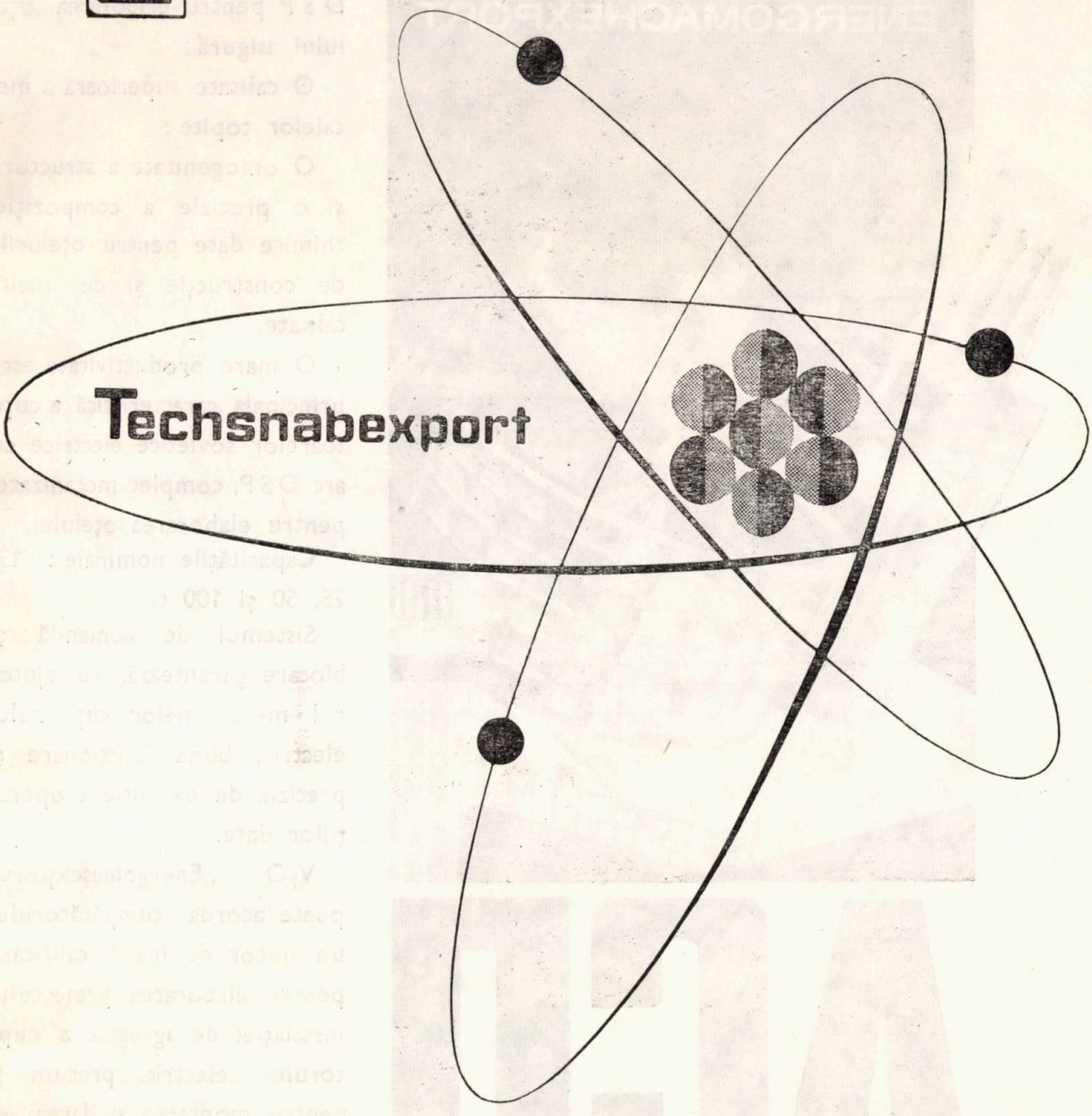
VEB Schwermaschinenbau „Ernst Thälmann"
DDR — 3011 Magdeburg — Buckau

Informații:
Ambasada R.D.G. din
R. S. România
Secția comercială
TKB INVEST EXPORT
București, Calea Dorobanților 14

INVEST EXPORT
Volkseigener Aussenhandelsbetrieb der
Deutschen Demokratischen Republik
DDR—108 Berlin, Taubenstrasse 7-9
Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diale dd
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

INVEST EXPORT

MOSCOW · USSR



- Izotopi radioactivi
- Compuși cu izotopi radioactivi
- Surse de radiații alfa, beta și gama
- Surse de neutroni
- Surse etalon pentru controlul și măsurarea activității surselor de radiații alfa, beta și gama
- Ținte de deuteriu și tritiu
- Compuși cu elemente radioactive naturale
- Izotopi stabili și compușii lor
- Săruri de toriu

Se garantează o mare puritate chimică și radio chimică a tuturor preparatelor.

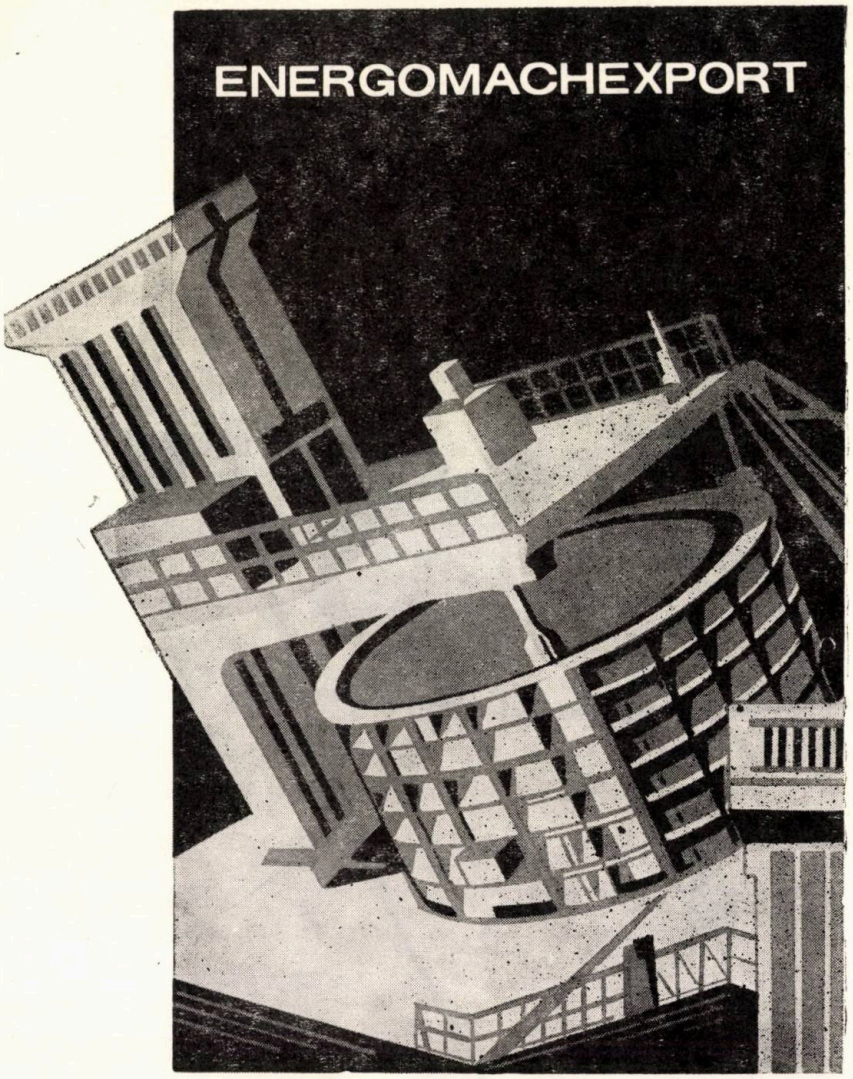
Se primesc atît comenzi pentru livrări permanente și izolate, cît și comenzi speciale, conform caracteristicilor tehnice corespunzătoare.

Cererile vor fi expediate pe adresa:

V/K „TEHSNABEXPORT"
U. R. S. S., Moscova, G — 200
Telefon : 244 — 32 — 85
Telex : 239

PUBLICOM

CUPTOARE ELECTRICE CU ARC PENTRU ELABORAREA OȚELULUI



ДСП

SSSR · MOSHVA

Cuptoarele electrice cu arc D S P pentru elaborarea oțelului asigură :

O calitate superioară a metalelor topite ;

O omogenitate a structurii și o precizie a compoziției chimice date pentru oțelurile de construcție și de înaltă calitate.

O mare productivitate este principala caracteristică a cuptoarelor sovietice electrice cu arc D S P, complet mecanizate, pentru elaborarea oțelului.

Capacitățile nominale : 12, 25, 50 și 100 t.

Sistemul de comandă și blocare garantează, cu ajutorul mecanismelor cuptorului electric, buna funcționare și precizia de execuție a operațiilor date.

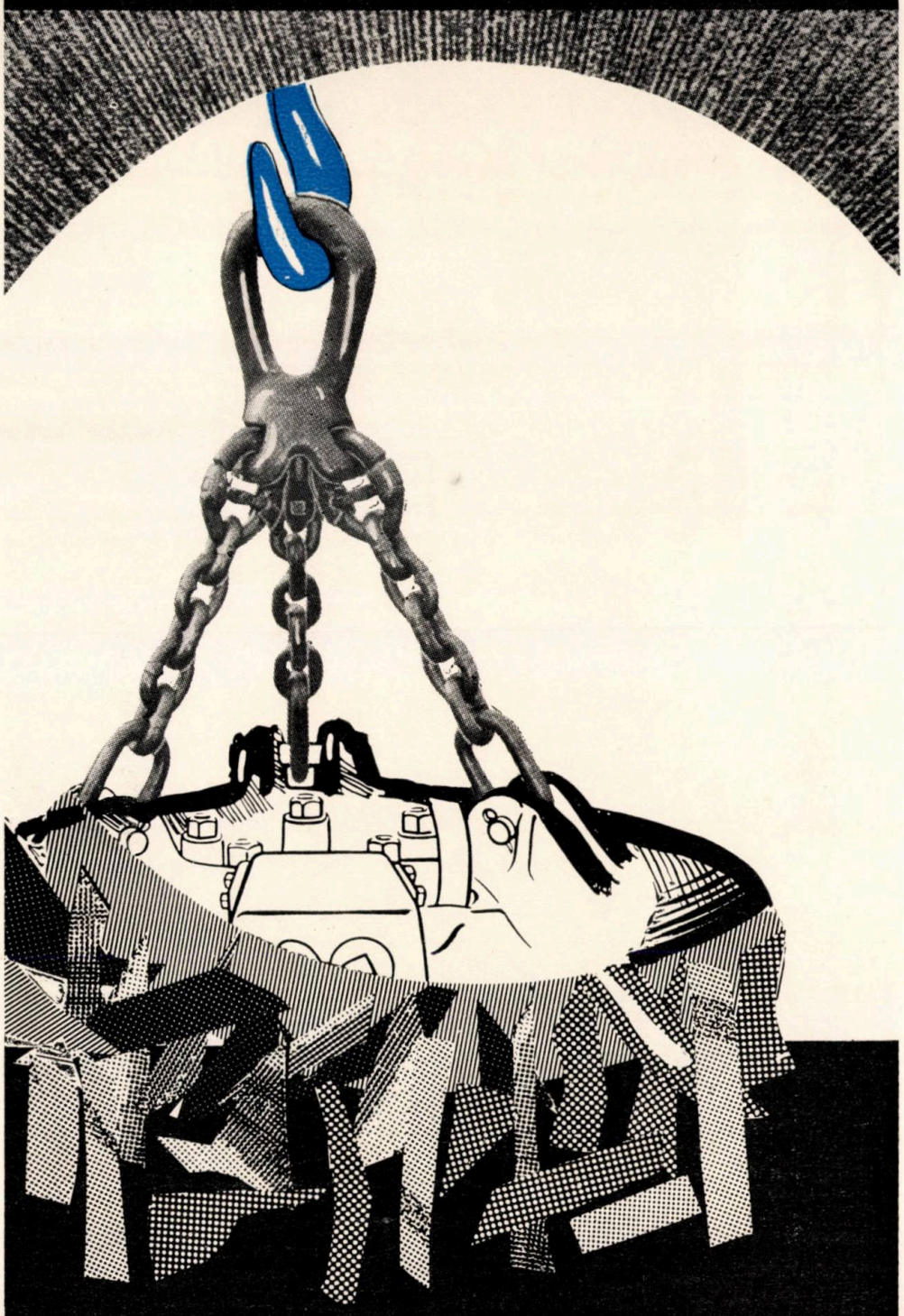
V/O „Energomașexport" poate acorda cumpărătorului un ajutor de înaltă calificare pentru elaborarea proiectului instalației de agregate a cuptorului electric, precum și pentru montarea și darea ei în exploatare.

În toate problemele vă rugăm să vă adresați :

V/O „ENERGOMAȘEXPORT"
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovskaia, 35
Telex : 255

PUBLICOM

I C M



MUNCITORI ȘI TEHNICIENI,

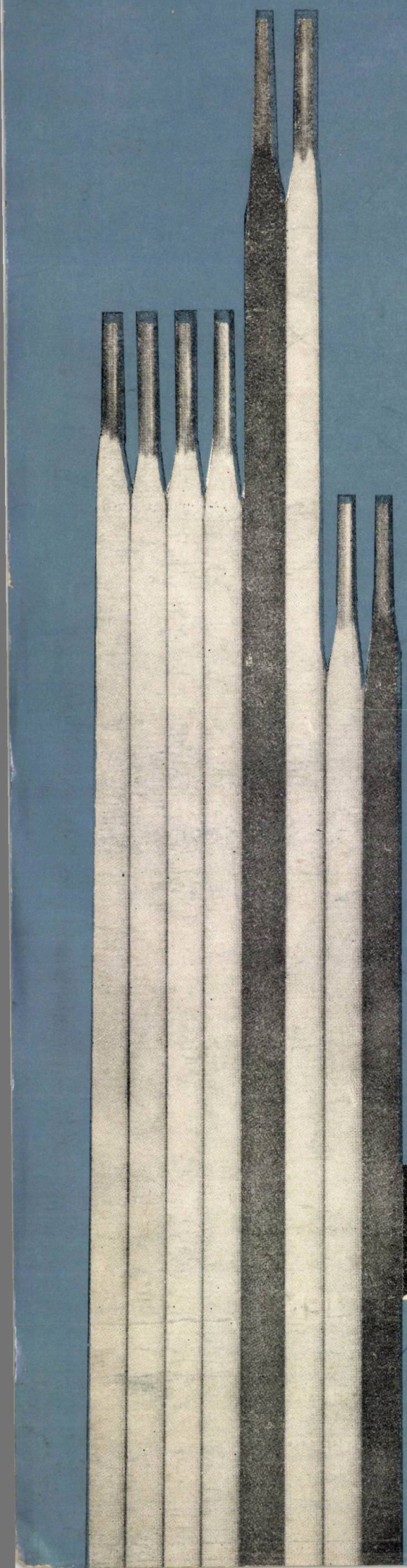
Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

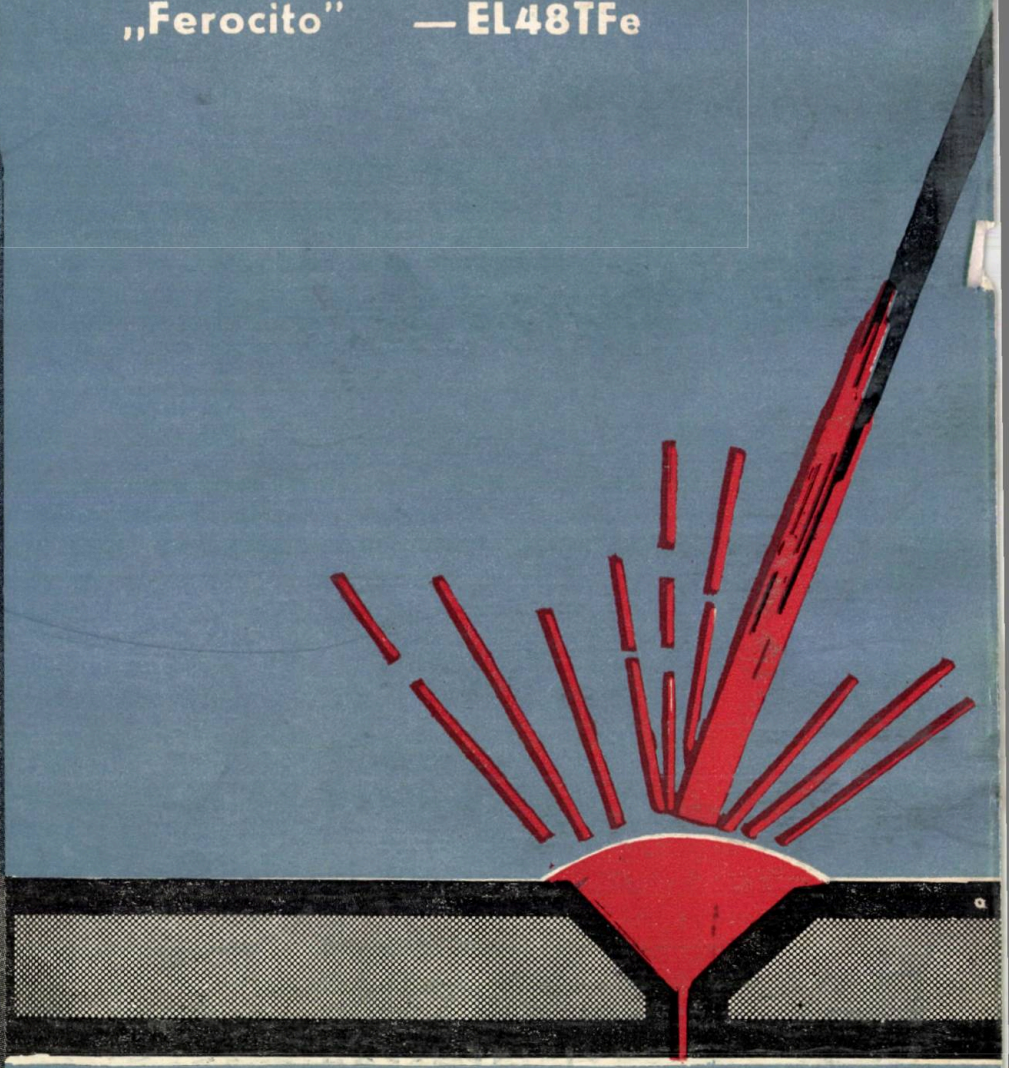
Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele Întreprinderii pentru colectarea metalelor.

INDUSTRIA SÎRMEI

vă oferă noile tipuri de electrozi de sudură fabricați, care satisfac cele mai înalte exigențe calitative:

„Supernaval" — EL 51BFe
„Naval" — EL47BFe
„Extra" — EL51T
„Overcord" — EL50T
„Favorit" — EL48T
„Ferocito" — EL48TFe





INDUSTRIA SÎRMEI — Cîmpia Turzii
STR. LAMINORIȘTILOR, 145

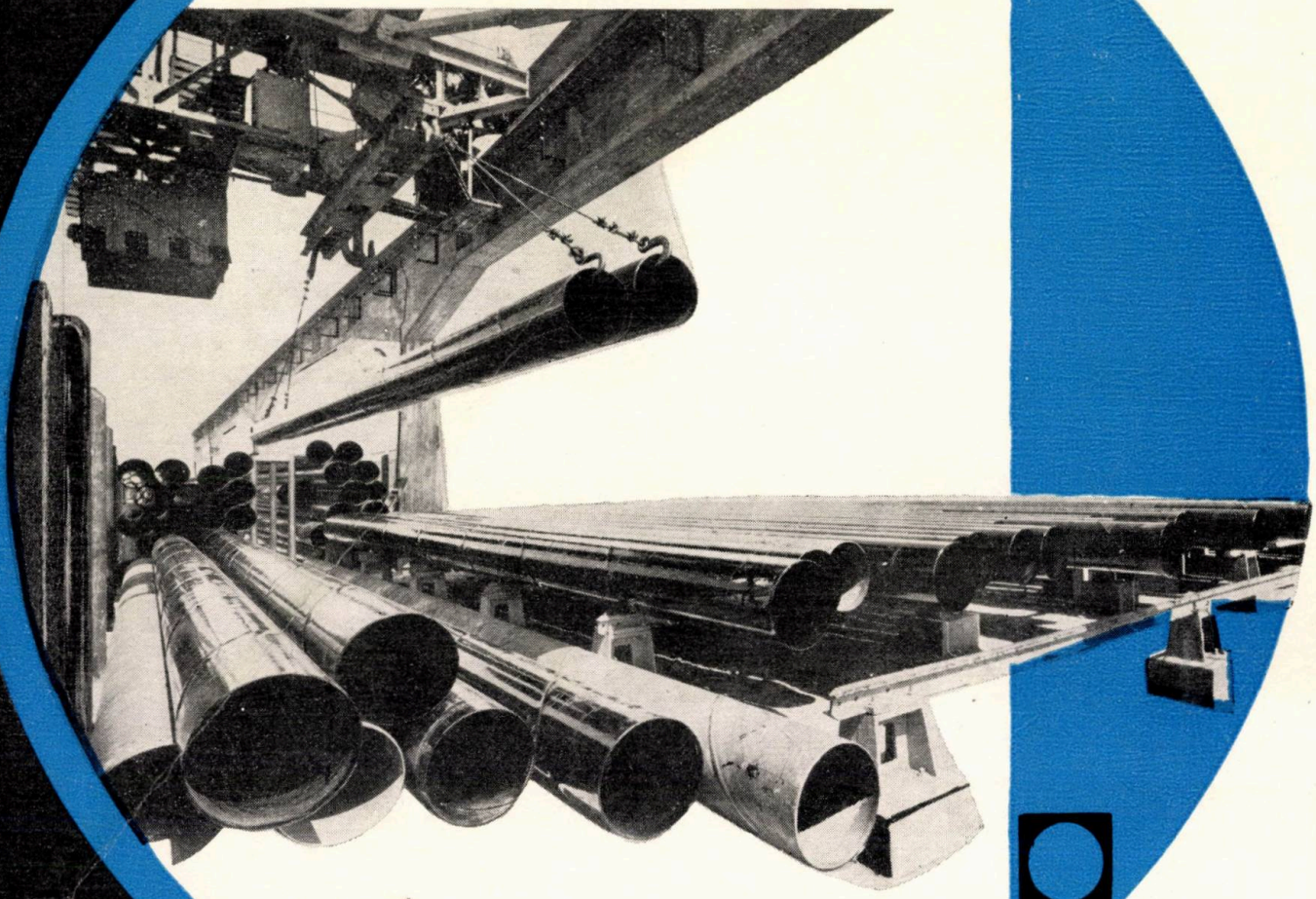
E 3280

METALURGIA

5

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XXI ● NR. 5 ● MAI 1969

FABRICA



DE ŢEVI SUDATE
BUCUREŞTI

Sortiment bogat de țevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419; 470; 520; 620; 720; 820; 920 și 1020 mm, cu grosimi de perete de 4 — 12 mm (în fabricație curentă, grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419 — 521 mm, și de 8 — 9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm) și lungimi cuprinse între 6 și 16 m.

Țevile se utilizează la: conducte magistrale de gaze naturale și țiței, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.

E 3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 5 Mai 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Mazur Margareta: **Studiul caracteristicilor apelor reziduale fenolice de la Uzina cocsochimică — Hunedoara în scopul epurării lor** 269

Wanyorek C.: **Influenţa mărimii grăunţilor asupra proprietăţilor tehnologice ale tablelor de ambutisare din oţel** 274

Rusu B. şi *Ivanciuc Marcela*: **Cu privire la unele cauze care duc la distrugerea prin exfoliere a rulmenţilor** 281

Nicolescu Marina şi *Voina R.*: **Introducerea în fabricaţia barelor forjate din oţel rapid RP 3 a unei noi tehnologii de tratament termic preliminar** 285

REALIZĂRI TEHNICE

Pancu C.: **Determinarea corectă a temperaturii de turnare pentru piese turnate din aliaje feroase** 291

Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Popescu Viorica şi *Bîrhală A.*: **Metodă radiometrică pentru determinarea uzurii produselor refractare la atacul zgurei şi al metalului lichid** 296

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Falk E., Pavel Gh. şi *Hirsch Raşela*: **Surse de erori în aprecierea calităţii cocsului metalurgic** 299

Moldovan V.: **Cîteva consideraţii privind studiul pe modele şi criteriile de similitudine în domeniul tehnicii forjării metalelor** . . 304

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Chindler N. şi *Popa S.*: **Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei** 309

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Hătărăscu Ov. şi *Ţocu P.*: **Procedee avansate de funcţionare a furnalelor studiate la Institutul de cercetări metalurgice cu perspective de aplicare la Combinatul siderurgic — Hunedoara** 314

Kaim Ariana şi *Ştefănescu N.*: **Cinetica oxidării carburii de siliciu** 320

RECENZII 322

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3249

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/416/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 662.74:668.7:628.54

Mazur Margareta: **L'étude des caracteristiques des eaux résiduelles phénoliques de l'Usine chimique de coke de Hunedoara, en vue de leur épuration.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 269–273

CD 669.14—415:621.923.1

Wanyorek C. : **L'influence de la grandeur relative des grains sur les propriétés technologiques des tôles d'emboutissage en acier.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 274–280

CD 621.822.7/.8

Rusu B. et *Ivanciuc Marcela*: **Sur quelques causes qui provoquent la destruction par exfoliation des roulements.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 281–284

CD 669.14.018.252.3—42

Nicolescu Marina et *Voina R.* : **L'introduction d'une nouvelle technologie de traitement thermique préliminaire dans la fabrication des barres forgées en acier rapide RP 3.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 285–290

CD 621.746:669.2/.8.018

Pancu C.: **La détermination correcte de la température de coulée pour les pièces coulées en alliages ferreux.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 291–295

CD 666.76:620.179.152:620.178.162

Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Popescu Viorica et *Bîrhală A.* : **Méthode radiométrique pour déterminer l'usure des produits réfractaires lors de l'attaque du laitier et du métal liquid.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 296–298

CD 662.741.3

Falk E., Hirsch Raşela et *Pavel Gh.*: **Sources d'erreurs lors de l'appréciation de la qualité du coke métallurgique.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 299–303

CD 669.018:621.73

Moldovan V.: **Quelques considerations concernant l'étude sur modèles et les critères de similitude dans le domaine de la technique du forgeage des métaux.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 304–308

CD 622.34:669.2/.8

Chindler N. et *Popa S.* : **Les commencements et le développement de l'exploitation des mines de fer et de la métallurgie du fer dans les environs de Hunedoara .**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 309–313

CD 669.162.2

Hălărăscu Ov. et *Ţocu P.* : **Procédés avancés pour les hauts fourneaux étudiés à l'Institut de recherches métallurgiques et les perspectives de leur application au Combinat sidérurgique de Hunedoara.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 314–319

CD 661.665.1:669.056.9

Kaim Ariana et *Ştefănescu N.* : **La cinétique de l'oxydation de la carbure de silicium.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 320–322

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.74 : 668.7 :628.54

Мазур Маргарета : Исследование характеристик фенольных стоичных вод коксохимического завода Хунедоара, с целью их очистки

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 269–273

ДК 669.14–415 :621.923.1

Ваниорек К.: Влияние величины зерна на технологические свойства стальных листов для вытяжки

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 274–280

ДК 621.822.7/.8

Русу Б. и Иванчук Марчела: О некоторых причинах, приводящих к разрушению подшипников путем расслоения

Metalurgia 21(1969), nr. 5, p. 281–284

ДК 669.14.018.252.3–42

Николеску Марина и Война Р.: Введение новой технологии предварительной термообработки в производство кованных брусов стали РП 3.

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 285–290

ДК 621.746 :669.2/.8. 018

Панку К.: Правильное определение температуры литья для отливок из цветных сплавов

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 291–295

ДК 666.76 : 620.179.152 :620.178.162

Думитреску Т., Пэсэрикэ Виктория, Попэску Виорика и Бырхала А. : Радиометрический метод определения износа огнеупорных изделий в результате воздействия шлака и жидкого металла

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 296–298

ДК 662.741.3

Фалк Е., Навел Г. и Гирш Рашела: Источники погрешностей при определении качества металлургического кокса

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 299–303

ДК 669.018 :621.73

Молдован В.: Некоторые соображения, касающиеся модельного изучения и критериев подобия в области техники ковки металлов

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 304–308

ДК 622.34 : 669.2/.8

Киндлер Н. и Попа С.: Начало и развитие железорудной промышленности и металлургии железа в окрестностях Хунедоары

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 309–313

ДК 669.152.2

Хэтэрэску О. и Цоку И.: Передовые методы доменной плавки, исследованные Научно-исследовательским институтом металлургии, имеющие перспективы применения в Металлургическом Комбинате Хунедоара

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 314–319

ДК 661.665.1 :669.056.9

Каим Ариана и Штефыческу Н.: Кинетика окисления карбида кремния

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 320–322

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.74:668.7:628.54

Mazur Margareta: **Erforschungen über die Kennziffern der Phenolabwässer im Koks-Chemischen Werk Hunedoara, hinsichtlich ihrer Reinigung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 269–273

DK 669.14—415:621.923.1

Wanyorek C. : **Einfluss der Korngrösse auf die technologischen Eigenschaften des tiefgezogenen Stahlbleches.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 274–280

DK 621.822.7/.8

Rusu B. **und** *Ivanciuc Marcela*: **Bezüglich auf einige Ursachen die zu der Zerstörung der Wälzlager durch Schichtung führen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 281–284

DK 669.14.018.252.3—42

Nicolescu Marina **und** *Voina R.* : **Einführung einer neuen Vorwärmebehandlung in der Herstellung von RP 3 Schnellstahlschmiedestangen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 285–290

DK 621.746:669.2/.3.018

Pancu C. : **Genaue Bestimmung der Giesstemperatur für Gusstücke aus Nichteisenmetallegierungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 291–295

DK 666.76:620.179.152:620.178.162

Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Popescu Viorica **und** *Birhală A.*: **Radiometrische Bestimmungsmethode für den Verschleiss durch Schlacke und Schmelzfluss der feuerfesten Erzeugnisse.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 296–298

DK 662.741.3

Falk E., Hirsch Raşela **und** *Pavel Gh.*: **Irrtumsquellen in der Qualitätsschätzung des metallurgischen Kokses.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 299–303

DK 669.018:621.73

Moldovan V. : **Einige Berücksichtigungen über Modellforschung und Ähnlichkeitskriterien im Gebiet der Metallschmiedetechnik.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 304–308

DK 622.34:669.2/.8

Chindler N. **und** *Popa S.* : **Anfänge und Entwicklung des Eisenbergbaues und der Eisenmetallurgie in der Hunedoara-Umgebung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 309–313

DK 669.162.2

Hătăraşcu Ov. **und** *Ţocu P.* : **Im Metallurgischen Forschungsinstitut studierte forschrittliche Verfahren des Hochofenbetriebes, mit Anwendungsaussichten für Hüttenwerk Hunedoara.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 314–319

DK 661.665.1:669.056.9

Kaim Ariana **und** *Ştefănescu N.* : **Oxydationskinetik des Siliziumkarbides.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 320–322

CONTENTS

DC 662.74;668.7:628.54

Mazur Margareta : **Studies regarding phenolic waste water cleaning in Coke-Chemical Plant Hunedoara.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 269–273

DC 669.14—415:621.923.1

Wanyorek C. : **Influence of relative grain growth on technological properties of stamp sheet-iron.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 274–280

DC 621.822.7/.8

Rusu B. **and** *Ivanciuc Marcela* : **Regarding some causes leading to bearing destruction by exfoliation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 281–284

DC 669.14.018.252.3—42

Nicolescu Marina **and** *Voina R.* : **Bringing in a new preliminary heat treatment technology in RP 3 high-speed steel forged bar processing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 285–290

DC 621.746:669.2/.8.018

Pancu C. : **Correct estimation of casting temperature for iron alloy cast parts.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 291–295

DC 666.76:620.179.152:620.178.162

Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Popescu Viorica **and** *Bîrhală A.* : **Radiometric estimation method for refractory wear due to attack by slag and molten metal.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 296–298

DC 662.741.3

Falk E., Hirsch Rașela **and** *Pavel Gh.* : **Sources of error in metallurgical coke quality estimation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 299–303

DC 669.018:621.73

Moldovan V. : **Considerations regarding studies on models and similitude criteria in the area of metal forging technics.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 304–308

DC 622.34:669.2/.8

Chindler N. **and** *Popa S.* : **Beginnings and development of ferrous mining and ferrous metallurgy in the sourroundings of Hunedoara.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 309–313

DC 669.162.2

Hălărăscu Ov. **and** *Țocu P.* : **Advanced proceedings in blast furnace, studied by the Metallurgical Research Institute in view to be applied in Steel Plant Hunedoara.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 314–319

DC 661.665.1:669.056.9

Kaim Ariana **and** *Ștefănescu N.* : **Kinetics of silicon carbide oxidation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 5, p. 320–322

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 5
MAI
1969
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

Studiul caracteristicilor apelor reziduale fenolice de la Uzina cocsochimică—Hunedoara, în scopul epurării lor

Ing. MARGARETA MAZUR
Combinatul siderurgic — Hunedoara *

CZ 662.74:668.7:628.54

L'ÉTUDE DES CARACTÉRISTIQUES DES EAUX RÉSIDUELLES PHÉNOLIQUES DE L'USINE CHIMIQUE DE COKE DE HUNEDOARA, EN VUE DE LEUR ÉPURATION

Les mesurages et les analyses effectués durant une période de onze mois ont donné les chiffres moyens suivants pour le débit et pour les caractéristiques principales de l'effluent total : débit 60—70m³/h ; température 40—50°C ; pH 6—7 ; la teneur en phenols entraînés 400—600 mg/l ; la teneur en ammoniac 300—400 mg/l ; la consommation chimique d'oxygène 2 000—4 000 mg/l O_2 ; la teneur en suspension 113 mg/l.

Etant donné que le débit et la composition des eaux résiduelles présentent des grandes valeurs durant un seul jour et même d'un jour à l'autre, il faut que l'homogénéisation soit très poussés avant l'épuration.

Le choix de la méthode pour l'élimination des phénols se fait en tenant compte de la petite teneur en phénols. On recommande une méthode destructive.

STUDIES REGARDING PHENOLIC WASTE WATER CLEANING IN COKE-CHEMICAL PLANT HUNEDOARA

Based on measurements and analysis performed during 11 months, following mean values resulted for flow and main characteristics of the total effluent : flow 60—70 m³/h ; temperature 40—45°C ; pH 6—7 ; outdriven phenol content 400—600 mg/l ; ammonia content 300—400 mg/l ; chemical oxigen consumption 2,000—4,000 mg/l O_2 ; suspension content 113 mg/l.

As flow waste water composition present high values in the course of one day and even from one day to another, a most advanced uniformity before cleaning is essential.

In choosing dephenolization method, low content of phenols has to be taken into account. A destructive dephenolization method is recommended.

Stingerea cocsului la Uzina cocsochimică — Hunedoara are loc, în prezent, cu apă reziduală fenolică, decantată în prealabil în scopul obținerii uleiurilor și a gudroanelor.

În general, această apă trebuie să aibă o mineralizație redusă, deoarece un conținut mare de săruri poate afecta conținutul de cenușă din cocs, în sensul creșterii lui, imprimîndu-i totodată o culoare murdară și ștearsă.

Folosirea, la stingerea cocsului, a unei ape reziduale cu un conținut ridicat de săruri, exercită o acțiune puternic corosivă asupra vagonului de stingere a cocsului, coroziune care se datorează, în primul rînd, clorurilor prezente în apă și care este accelerată de conținutul de sulfocianuri prezente în apa reziduală.

Cel mai mare inconvenient îl prezintă fenolii existenți în apa reziduală folosită la stingerea cocsului. Conținutul ridicat de fenoli în contact cu cocsul incandescent degajă mirosuri puternice și persistente, care pun în pericol sănătatea muncitorilor.

Avînd în vederea cele arătate, se impune o epurare a apelor reziduale în scopul reducerii

* La efectuarea unor analize de laborator și la măsurări în instalația industrială au contribuit ing. Lucia Roșulescu, chim. Elvira Pavel și au acordat asistență tehnică ing. Vasile Popescu și ing. Medi Mihăilă de la I.S.C.H.

substanţelor toxice, precum şi a conţinutului de săruri minerale.

La Uzina cocsochimică — Hunedoara, apele sînt colectate în trei reţele de canalizare : pluvială, menajeră şi fenolică. Apele reziduale folosite la stingerea cocsului sînt apele colectate în canalizarea fenolică. În figura 1 sînt prezentate în mod schematic toate sursele care intră în canalizarea fenolică.

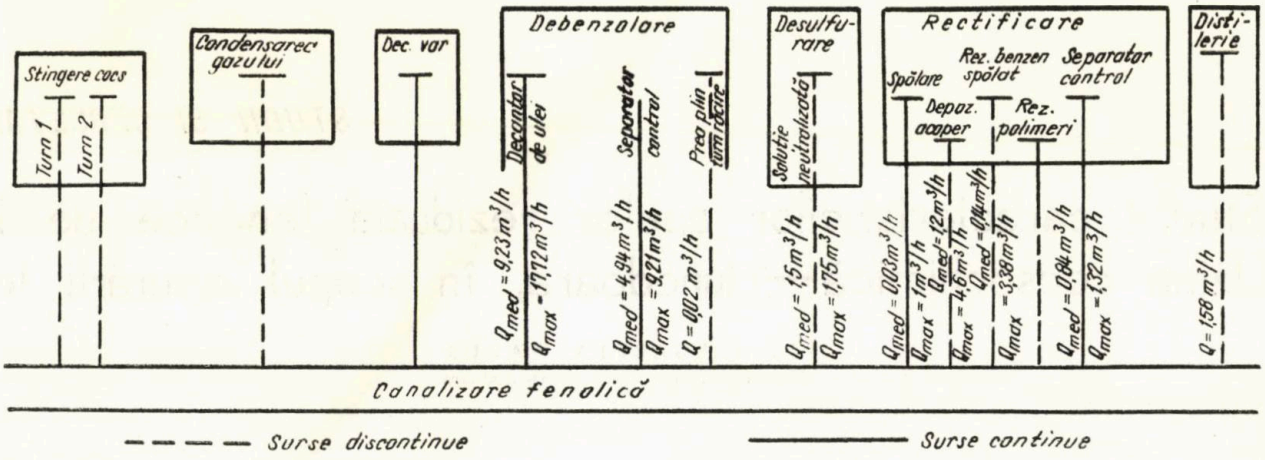


Fig. 1. Surse de apă care intră în canalizarea fenolică.

Din figura 1 rezultă că sursa cu debit maxim de apă (circa 30 m³/h), ceea ce reprezintă 60% din totalul de apă reziduală fenolică, şi cu caracter continuu, o reprezintă apa reziduală care provine de la coloana de amoniac, după o decantare în decantorul de var. Caracteristicile acestei surse de apă sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristici	Unitatea de măsură	Valori	
		I	II
Fenoli antrenabili	mg/l	784	878
Amoniac total	mg/l	884	1 156
Consum chimic de oxigen	mg/l O_2	2 298	(—)
Alcalinitate totală	m.val/l	8	28

Se constată că această apă are un conţinut de fenoli de 700—900 mg/l şi un conţinut de amoniac de 800—1200 mg/l cu un caracter puternic alcalin. În ceea ce priveşte consumul chimic de oxigen, acesta este destul de ridicat.

Una din sursele de apă reziduală puternic impurificată, cu un consum chimic de oxigen foarte ridicat şi cu un conţinut de substanţe cu caracter toxic de asemenea ridicat, este efluentul secţiei de desulfurare a gazului de cocs.

Întrucît concentraţiile sărurilor cu caracter toxic depăşesc normele admise pentru apele reziduale, soluţiile înainte de deversare în canalizare se supun unor tratamente de purificare.

Această purificare, denumită în mod curent „treapta a doua de neutralizare", se face prin tratare cu sodă sau lapte de var cu adaos de sulfat feros. În acest caz, arsenul din soluţie precipită sub formă de săruri arsenoferice ($FeAsO_4$) şi arsenoferoase ($FeAsO_3$) greu solubile, care se îndepărtează prin filtrare. După filtrarea precipitatelor arsenoferice şi arsenoferoase soluţia se evacuează în canalizarea fenolică.

În tabela 2 este redată compoziţia soluţiei înainte de purificare şi după purificare, respectiv după treapta a doua de neutralizare.

Datele prezentate în tabela 2 indică o scădere accentuată a conţinutului de arsen, depăşind totuşi limita admisă de normele pentru apele reziduale (max. 0,5 mg/l As), în schimb sărurile de sulfocianură şi tiosulfat nu sînt eliminate, soluţia intrînd în canalizarea fenolică cu un balast de săruri foarte mare. Conţinutul de arsen este în medie de 200 mg/l, ceea ce în efluentul total înseamnă urme de arsen.

Tabela 2

Caracteristici		Unitatea de măsură	Valori		
			I	II	III
Soluţia înainte de neutralizare	$Na_2S_2O_3$	g/l	221,70	225,10	226,73
	Na·S·CN	g/l	175,50	183,50	174,55
	As_2O_3	g/l	12,35	12,70	12,90
	Na_2CO_3	g/l	16,90	16,31	16,96
Soluţia după treapta a doua de neutralizare	$Na_2S_2O_3$	g/l	131,50	145,50	143,70
	Na·S·CN	g/l	156,00	158,20	160,31
	As_2O_3	g/l	0,47	0,27	0,36
	Na_2CO_3	g/l	2,28	2,96	3,18

Determinările efectuate pentru consumul chimic de oxigen indică valori de ordinul a 155—205 g/l.

În tabela 3 este redată frecvența debitului soluției neutralizate care intră în canalizarea fenolică. Din datele prezentate în tabela 3 rezultă că debitul cu frecvența maximă este 42 m³/24 h, reprezentînd 37%.

În secția de captare a benzenului, apa reziduală care intră în canalizarea fenolică provine de la decantorul de ulei, cu un debit de circa 9 m³/h, din separatorul de control, cu un debit de circa 5 m³/h și din preaplinul turnului de răcire, cu un debit de 0,02 m³/h.

Tabela 3

Valoarea debitului, m³/24 h	Frecvența absolută	Frecvența relativă, %
7	14	4,33
4	22	6,81
21	42	13,00
28	42	13,00
35	84	26,00
42	118	36,86

Pentru aceste surse s-a determinat conținutul de fenoli, rezultatele fiind prezentate în tabela 4.

În general, aceste ape nu sînt impurificate cu săruri minerale, în schimb pe lîngă fenoli mai conțin baze piridinice, naftalină, gudroane

Tabela 4

Denumirea influentului	Conținut de fenoli, mg/l
Decantor de ulei	30— 80
Separator de control	170— 524
Preaplin turn de răcire	300—2 100

etc. Caracteristic acestor ape este faptul că ele nu sînt emulsionate.

Apele de la secția de rectificare a benzenului au un conținut variat de hidrocarburi benzenice, care de cele mai multe ori sînt emulsionate. Emulsiile se formează la purificarea benzenului cu acid sulfuric, după faza de neutralizare și la tratarea cu abur a amestecului BTXS *.

Analizele efectuate asupra unor probe de emulsii sînt redate în tabela 5.

Din datele prezentate rezultă un conținut minim de hidrocarburi benzenice, de 2 g/l. Pătrunderea în canalizarea fenolică a hidrocarburilor benzenice poate provoca neplăceri rețelei de canalizare (pericol de explozie etc.).

Apa provenită de la distileria de gudron se caracterizează printr-un conținut ridicat de fenoli. Caracteristicile acestei ape sînt redate în

* BTXS = benzen, toluen, xilen și solvent.

Tabela 5

Proveniența probei	Alcalinitate m·val/l	Hidrocarburi benzenice, g/l	Observații
După tratarea cu abur a amestecului BTXS	40	58,57	Nedecantat
După tratarea cu abur a amestecului BTXS	57	13,30	Decantat
La tratarea cu acid sulfuric după faza de neutralizare	63	6,10	Decantat
La tratarea cu acid sulfuric după faza de neutralizare	63	2,25	Decantat
La tratarea cu acid sulfuric după faza de neutralizare	18	Emulsia nu se poate sparge	

tabela 6. Din datele prezentate rezultă caracterul slab acid al acestor ape, conținutul ridicat de fenoli și un consum chimic de oxigen care variază în limite foarte largi.

Un interes deosebit prezintă caracteristicile fizico-chimice și variația în timp a acestor surse ale efluentului total care urmează a fi supus epurării și care în prezent se folosește la stingerea cocsului.

Analiza matematică [1] a tuturor valorilor obținute, pe o perioadă de 11 luni, pentru caracteristicile fizico-chimice, precum și măsurările de debit efectuate asupra efluentului total al Uzinei cocsochimice — Hunedoara au dus la următoarele observații:

Din totalul de 314 măsurări de debit efectuate, 68 de valori, reprezentînd 21,6%, indică o valoare a debitului de 60 m³/h, iar 67 de valori, reprezentînd 21,3%, indică o valoare a debitului de 70 m³/h. Aceste date sînt reprezentate grafic în figura 2.

Din totalul de 220 de măsurări de temperatură efectuate se observă că 90 de valori, reprezentînd 41%, sînt cuprinse în intervalul 40—45°C (fig. 3).

Tabela 6

Denumirea	Unitatea de măsură	Domeniul de variație	Domeniul de frecvență maximă	Frecvența relativă, %
*p*H		1—9	5—7	56,00
Alcalinitate	m·val/l	5—18	5—7	42,85
Fenoli antrenabili	mg/l	500—3 500	500—1 500	66,66
Fenoli totali	mg/l	500—7 000	1 000—2 000	31,25
Amoniac total	mg/l	100— 700	200— 400	63,63
Consum chimic de oxigen	mg/l	1 600—8 000	2 000—3 000	24,24
Suspensii	mg/l	10— 250	10— 100	65,62
Reziduu fix	mg/l	200—1 200	200— 400	35,48
Reziduu la calcinare	mg/l	200—1 000	200— 400	37,50

*p*H-ul apei indică frecvența cea mai mare a valorii 6. Din totalul de 224 măsurări, 75 de valori, reprezentînd 33%, indică valoarea

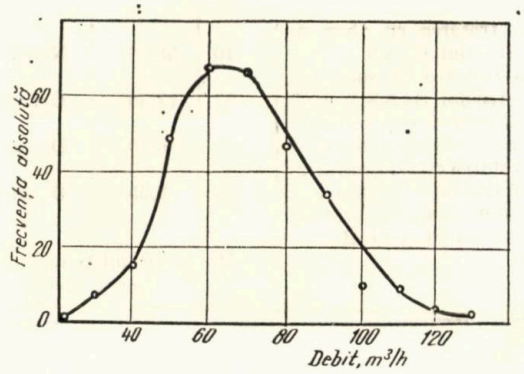


Fig. 2. Poligonul de frecvență a valorii debitului efluentului total.

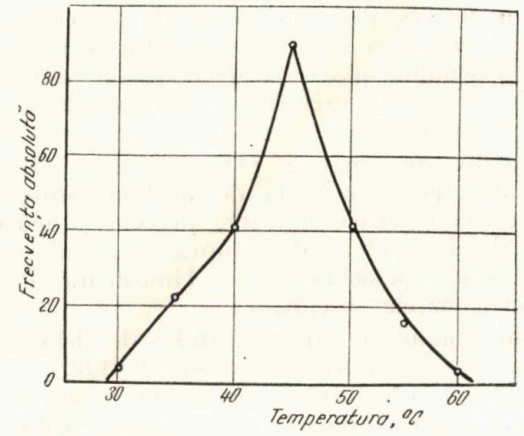


Fig. 3. Poligonul de frecvență a temperaturii efluentului total.

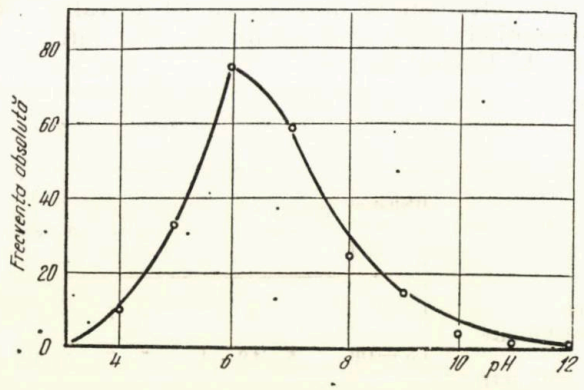


Fig. 4. Poligonul de frecvență a *p*H-ului efluentului total.

lul de 230 determinări, 50 de valori, reprezentînd 21%, indică un conținut de fenoli de 500 mg/l, 38 de valori, reprezentînd 17%, in-

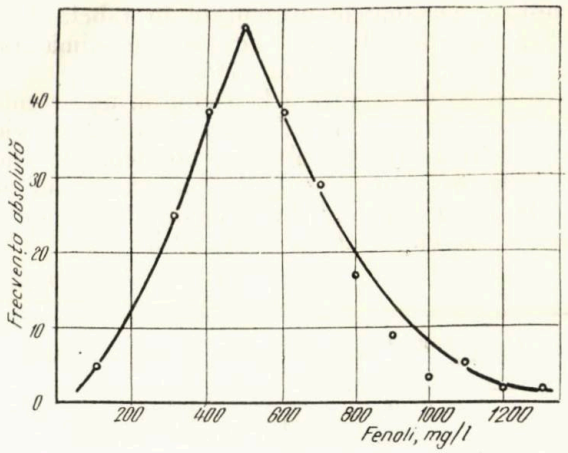


Fig. 5. Poligonul de frecvență a valorii conținutului de fenoli din efluentul total.

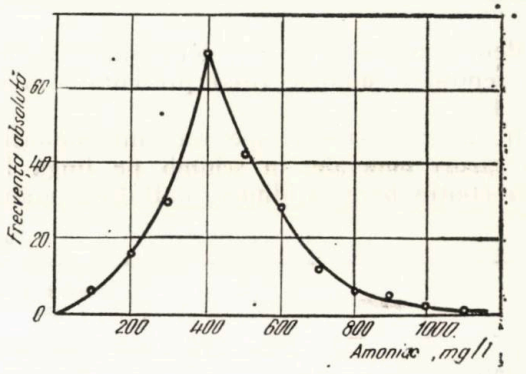


Fig. 6. Poligonul de frecvență a valorii conținutului de amoniac din efluentul total.

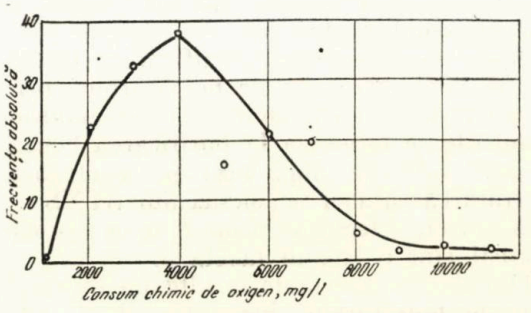


Fig. 7. Poligonul de frecvență a valorii consumului chimic de oxigen.

p H-ului, de 6, iar 59 de valori, reprezentînd 26%, indică valoarea 7 (fig. 4).

Determinările efectuate asupra conținutului de fenoli din efluentul total arată că, din totadică un conținut de fenoli de 400 mg/l, iar din simetria punctelor reiese clar aceeași valoare și pentru conținutul de 600 mg/l. În general se poate spune că conținutul de fenoli reprezintă

domeniul de frecvenţă maximă în intervalul 400—600 mg/l (fig. 5).

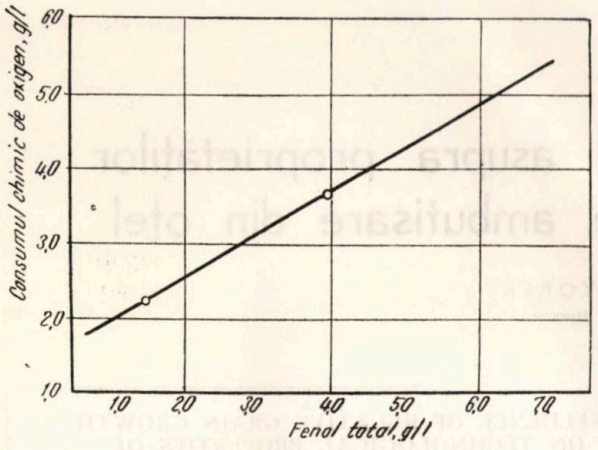


Fig. 8. Creşterea conţinutului de fenoli totali în funcţie de consumul chimic de oxigen.

La alegerea metodei de defenolare trebuie să se ţină seamă de aceste valori, deoarece este cunoscut faptul că extragerea fenolilor din apă este rentabilă la un conţinut de fenoli de 3—4 g/l [2].

În ceea ce priveşte variaţia conţinutului de amoniac din efluentul total, în intervalul 100—700 mg/l reprezintă o frecvenţă de 92%, valoarea medie fiind cuprinsă în intervalul 300—400 mg/l (fig. 6).

Gradul de impurificare a efluentului total este reprezentat prin consumul chimic de oxigen (fig. 7). Valoarea cu frecvenţă maximă este de 4 000 mg/l O_2. Valorile cu domeniul de variaţie 2 000—4 000 mg/l O_2 reprezintă 60%. Dependenţa consumului chimic de oxigen de conţinutul de fenoli totali este redată prin corelaţia reprezentată grafic în figura 8. La creşterea conţinutului de fenoli totali creşte consumul chimic de oxigen.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** STAS 7122—1965.

[2] Brückner H. *Handbuch der Gasindustrie.* Berlin, Oeldenburg, 1953.

Influenţa mărimii grăunţilor asupra proprietăţilor tehnologice ale tablelor de ambutisare din oţel

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic – Braşov

CZ 669.14—415;621.923.1

L'INFLUENCE DE LA GRANDEUR RELATIVE DES GRAINS SUR LES PROPRIÉTÉS TECHNOLOGIQUES DES TÔLES D'EMBOUTISSAGE EN ACIER

On cherche à préciser dans quelle mesure la modification de la grandeur du grain obtenue par l'application des traitements thermiques peut exercer une influence favorable sur les propriétés de déformation plastique des tôles d'emboutissage en acier. On a constaté que les traitements thermiques de recuit, d'amollissement, de normalisation, de trempe simple ou d'amélioration ne donnent pas de meilleurs résultats en ce qui concerne les essais d'emboutissage si on les compare aux résultats obtenus à l'état initial.

La grandeur relative du grain est un critère acceptable lors de la réception des tôles d'emboutissage, mais les traitemets thermiques qui leur sont appliqués n'améliorent pas les résultats qui peuvent être obtenus directement avec une tôle d'emboutissage laminée à froid, de bonne qualité.

En général, il est inutile de soumettre les tôles d'emboutissage aux traitements thermiques.

INFLUENCE OF RELATIVE GRAIN GROWTH ON TECHNOLOGICAL PROPERTIES OF STAMP SHEET-IRON

The paper aims to investigate to what extent grain size change — due to heat treatment — may influence for the best plastic deformability of stamp sheet-iron. It was established that dead annealing, normalizing and simple quenching or tempering does not improve results of stamping tests, in comparison with those obtained in untreated state.

As a result, relative grain size seems to be a reasonable criterion for stamp sheet acceptance, though heat treatment applying does not lead to better results than those obtained directly with high grade cold rolled stamp sheet-iron. Generally speaking, it is useless to apply heat treatments to stamp sheet-iron.

Scopul lucrării este de a se cerceta în ce măsură modificarea mărimii grăuntelui prin aplicarea de tratamente termice poate influenţa în bine proprietăţile de deformare plastică ale tablelor de ambutisare din oţel. Se presupune că această influenţă va putea să se manifeste atît prin ameliorarea rezultatelor la probele de ambutisare Erichsen — sau după alt procedeu, mai sensibil —, cît şi prin schimbarea aspectului curbei efort-deformare la încercarea de rupere prin tracţiune, în sensul înlocuirii fenomenului de curgere printr-o tranziţie continuă din domeniul de deformare elastică în domeniul de deformare plastică. Ambele influenţe — enunţate aici sub formă de ipoteze — ar putea să apară ca o consecinţă directă a măruntirii structurii prin tratamentul termic aplicat.

Pentru verificare s-a folosit tablă de ambutisare de 2 mm grosime, marca TDA, avînd compoziţia chimică: 0,08% C; 0,48% Mn; urme de siliciu; 0,018% P şi 0,022% S. Pentru a se garanta constanţa condiţiilor generale de compoziţie, structură şi trecut tehnologic al materialului supus încercării s-a folosit o singură foaie de tablă din care s-au confecţionat epruvete de ambutisare şi de tracţiune orientate longitudinal L şi transversal T faţă de direcţia de laminare, cu care s-au efectuat:

— încercări mecanice: σc, σr, δ şi înregistrarea diagramei σ-ε;

— încercări tehnologice: indicii de ambutisabilitate Erichsen E respectiv Engelhardt-Gross E-G şi forma curbei σ-ε în zona de trecere din domeniul elastic în cel plastic, caracterizată cantitativ prin lungimea, în mm, a palierului P.

— încercări microscopice: microfotografierea structurii şi determinarea mărimii grăunţilor. Transformarea scării de granulaţie în dimensiuni absolute ale diametrului mediu al grăunţilor s-a făcut prin interpolare, folosind datele din [1]. Determinarea cementitei terţiare şi a nitrurilor nu s-a mai făcut, tabla fiind provenită dintr-un lot verificat bun.

Tabela 1

Direcția epruvetelor	Nr. epruvetelor	Tratamente termice: Denumirea	τ_1, min	t_1, °C	mediul de răcire	τ_2, min	t_2, °C	mediul de răcire	Încercări mecanice: Tracțiune σ_r kgf/mm²	σ_c kgf/mm²	δ,% la σ_c	δ,% la σ_r	HB	Forma curbei $\sigma:\varepsilon$ în zona de tranziție; P – palierul în mm	Ambutisare Erichsen: Indice	Orientarea fisurii
Epruvete longitudinale	1L	Laminat	—	—	—	—	—	—	35,22	18,8	4,11	31,15	82	Fără palier	14,18	Amplasarea (forma și direcția) fisurii din calota Erichsen nu prezintă o orientare caracteristică în raport cu direcția fibrajului de laminare
	2L	Normalizat	30	950	aer	—	—	—	35,55	23,82	10,11	36,9	102	P~6	13,36	
	3L	Călit	30	950	apă	—	—	—	56,57	41,32	12,7	23,15	168	Fără palier	10,87	
	4L	Îmbunătățit (1)	15	950	apă	30	650	aer	39,2	31,05	17,5	22,5	112	P~3	12,82	
	5L	Îmbunătățit (2)	15	950	apă	30	450	aer	41,11	36,10	13,6	21,6	122	P~1	11,30	
Epruvete transversale	1L	Laminat	—	—	—	—	—	—	29,71	16,03	8,33	31,9	83	Fără palier	14,13	
	2L	Normalizat	30	950	aer	—	—	—	33,21	19,86	11	38,3	99,6	P~5	13,22	
	3L	Călit	30	950	apă	—	—	—	56,56	41,57	17,02	19	176,5	Fără Palier	11,01	
	4L	Îmbunătățit (1)	15	950	apă	30	650	aer	38	30,3	—	32,4	115	P~3	11,5	
	5L	Îmbunătățit (2)	15	950	apă	30	450	apă	46,83	38,1	9,44	25,66	124	P~1	11,1	

Obs.: cifrele trecute în tabelă reprezintă media a patru observații.

Încercările s-au efectuat pe epruvete aflate atît în stare inițială, de livrare, a tablelor, cît și după aplicarea unor tratamente termice variate, conform datelor înscrise în tabelele 1 și 2.

După efectuarea încercărilor s-a urmărit ca între valorile numeroșilor parametri determinați să se caute corelația rațională, care să permită deducerea unor concluzii utile în două direcții principale:

— ce este posibil de făcut pentru ameliorarea comportării la ambutisare a tablei de oțel, eventual prin aplicarea de tratamente termice;

— ce noi metode de recepționare a tablelor de ambutisare, care să permită previziuni mai sigure asupra comportării lor la operația tehnologică de ambutisare, se pot întrevedea [2] în afara încercării E sau a altor metode.

S-a presupus că în ambele privințe mărimea grăuntelui, atît cea absolută, cît și cea relativă,

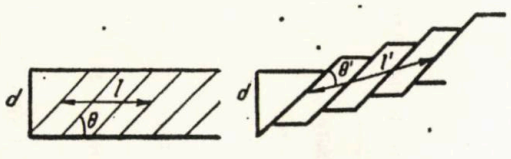


Fig. 1. Deformarea unui monocristal.

definită ca valoare a raportului dintre diametrul mediu al grăunților și grosimea tablei, reprezintă unul dintre factorii influenți importanți care intervin în procesul de ambutisare.

Pentru motivarea acestor ipoteze [3] se compară deformarea unui agregat policristalin cu deformarea unui monocristal [4] (fig. 1 și 2). Deformarea monocristalului se efectuează prin mari alunecări anarhice, violente și discontinue,

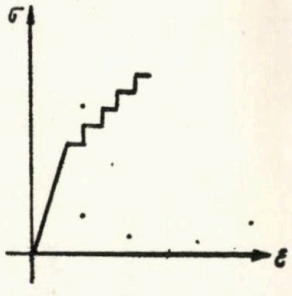


Fig. 2. Diagrama $\sigma-\varepsilon$ în cazul deformării unui cristal.

sub formă de șocuri, în zona de tranziție elastic-plastic, generînd nu numai fenomenul de curgere și palierul respectiv, ci, implicit, și apariția liniilor de curgere pe obiectul ambutisat, care reprezintă atît defectele estetice, cît și cele tehnologice (în cazul emailării, vopsirii etc.). Datorită caracterului anarhic, brusc, spasmodic, al modului cum se produce procesul de curgere macroscopică, acesta trebuie să aibă în mod previzibil o influență negativă asupra proprietăților de ambutisare ale tablei respective.

În anumite condiții de microstructură deformarea unui agregat policristalin se produce

Tabela 2

Direcția epruvetelor	Nr. epruvetelor	Tratamente termice: Denumirea	τ_1, min	t_1, °C	Mediul de răcire	τ_2, min	t_2 °C	Mediul de răcire	Grăuntele: mărimea ASTM (vezi tab. 5)	grosimea tablei, mm	mărimea relativă a grăunților	Încercări mecanice: Tracțiune σ_r kgf/mm²	σ_c kgf/mm²	δ, % la Gr	HB	Forma curbei $\sigma:\varepsilon$ în zona de tranziție, P = palierul în mm	Ambutisare: Erichsen Indice	Erichsen Orientarea fisurii	Engelhardt Grass P_z	Engelhardt Grass P_{a_b}	Engelhardt Grass Indice
Epruvete longitudinale	1L	Laminat semitare	—	—	—	—	—	—	4—5 / 0,077	2	0,038	30	17,7	37,8	79	Fără palier	12,5	Amplasarea (forma și direcția fisurii din calota Erichsen nu prezintă o orientare caracteristică în raport cu direcția fibrajului de laminare	70,6	121,9	41,0
	2L	Recoacere de înmuiere	30	700	Cuptor	—	—	—	3—4 / 0,108	2	0,057	23,8	13,7	43,7	77	$P\sim6$	11,9		58,5	117	41
	3L	Normalizare	15	950	Aer	—	—	—	4—5 / 0,077	2	0,038	30,1	19,6	42,5	88	$P\sim3$	11,6		86	143	40
	4L	Călire	15	930	Apă	—	—	—	7—8 / 0,027	2	0,013	47	29,1	27,2	127,5	Fără palier	10		75	160	95
	5L	Îmbunătățire (1)	15	930	Apă	30	600	Aer	6—7 / 0,038	2	0,019	35,7	29,7	29	95,5	$P\sim2,5$	11,3		83,3	133	38
	6L	Îmbunătățire (2)	15	930	Apă	30	450	Aer	5—6 / 0,053	2	0,027	37,9	31,8	23,6	125	Fără palier	11,5		58,5	137	37,6
	7L	Călire + recoacere	15	930	Apă	15	750	Aer	5—7 / 0,047	2	0,023	29,6	17,4	32,6	98,5	$P\sim3$	11,25		74,5	125,2	41
Epruvete transversale	1T	Laminat semitare	—	—	—	—	—	—	3—4 / 0,108	2	0,054	28,5	16,6	35,4	79	Fără palier	12,7		71	120	41
	2T	Recoacere de înmuiere	30	700	Cuptor	—	—	—	3—4 / 0,108	2	0,054	26,4	16,0	42	79	$P\sim6$	11,2		70	119,5	41,4
	3T	Normalizare	15	930	Aer	—	—	—	5—7 / 0,047	2	0,024	28,4	18,8	33,3	78,5	$P\sim3$	11,5		75,2	127	41
	4T	Călire	15	930	Apă	—	—	—	7—8 / 0,027	2	0,013	41,5	31,6	22	127,5	Fără palier	10		75	157,5	98,0
	5T	Îmbunătățire (1)	15	930	Apă	30	600	Aer	5—6 / 0,053	2	0,029	30,6	21,2	33	105	$P\sim6,5$	11,4		87	128,5	32,5
	6T	Îmbunătățire (2)	15	930	Apă	30	450	Aer	6—7 / 0,038	2	0,019	36	26,0	30,6	99	Fără palier	11,4		79	139,5	42,5
	7T	Călire + recoacere	15	930	Apă	45	750	Aer	3—4 / 0,108	2	0,054	31	22	49	97	$P\sim6$	11,35		81	124	34,5

Obs.: Cifrele trecute în tabelă reprezintă media a patru observații

fără o curgere vizibilă în condiţii de experimentare uzuale, printr-o trecere lină şi continuă în zona de tranziţie elastic-plastic, factor util atît pentru evitarea apariţiei liniilor de curgere pe obiectele tablei ambutisate, cît şi pentru ameliorarea posibilităţilor tehnologice intrinseci de ambutisare. Suprimarea curgerii prin înlocuirea ei cu o deformare continuă şi lină se explică prin aceea că, în agregatul policristalin, cu cît acesta este mai fin în raport cu grosimea tablei (cu cît mărimea relativă a grăunţilor este mai mică), cu atît alunecările care se produc în fiecare cristal component, dar în direcţii mereu diferite de la un cristal la altul, se frînează reciproc, compensîndu-se la scara macroscopică astfel încît deformarea globală a obiectului se produce fără discontinuităţi, ca

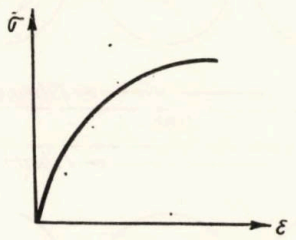


Fig. 3. Diagrama σ—ε în cazul deformării unui agregat policristalin.

la un corp cvaziomogen şi izotrop, chiar amorf (fig. 3).

În figurile 4 şi 5 s-a schematizat prin ipoteză corelaţia dintre mărimea absolută a grăuntelui, *mag*, şi mărimea relativă a grăuntelui *mrg*,

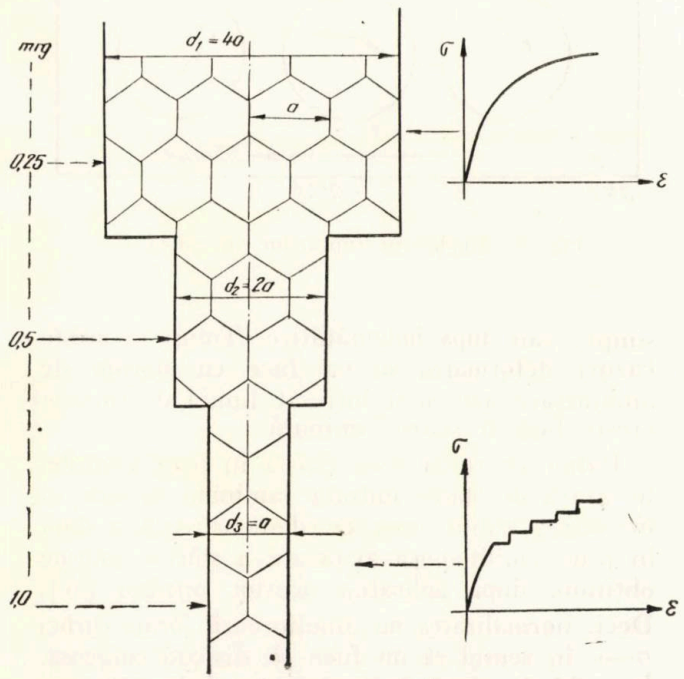


Fig. 4. Corelaţia dintre mărimea absolută şi mărimea relativă a grăuntelui pentru grăuntele absolut constant şi grăuntele relativ variabil.

în două variante : fie a grăuntelui absolut constant şi grăuntele relativ variabil (fig. 4), fie a grăuntelui absolut variabil şi grăuntele relativ constant (fig. 5), de unde rezultă o compor-

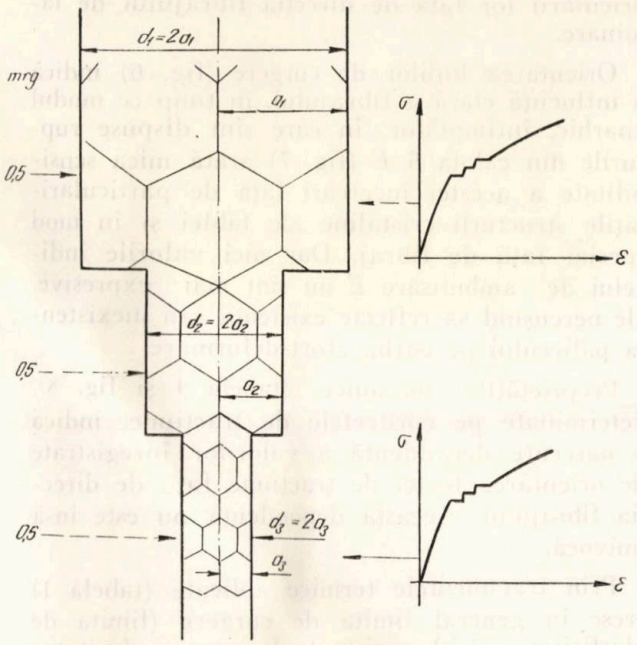


Fig. 5. Corelaţia dintre mărimea absolută şi mărimea relativă a grăuntelui pentru grăuntele absolut variabil şi grăuntele relativ constant.

tare la ambutisare mai bună sau mai rea, principial egală — conform ipotezelor autorului — în toate cazurile cînd grăuntele relativ are aceeaşi valoare, şi anume o comportare cu atît mai apropiată de cea a monocristalului, cu cît *mrg* este mai mare şi cu atît mai similare cu deformarea unui corp izotrop sau amorf, cu cît *mrg* este mai mică.

Pentru a se obţine o bună comportare la ambutisare şi totodată micşorarea sau chiar desfiinţarea palierului, grăuntele real poate fi cu atît mai grosolan, cu cît este mai groasă tabla şi cu atît mai fin, cu cît tabla este mai subţire.

Pe baza acestor consideraţii se putea aştepta o influenţă favorabilă a afinării structurii prin tratamente termice atît asupra proprietăţilor de ambutisare, evaluate prin indicele *E* sau *E-G*, cît şi o influenţă favorabilă în privinţa dispariţiei palierului. Putea apărea posibilitatea utilizării eventuale a grăuntelui relativ, respectiv şi a mărimii palierului rezultat de la proba de tracţiune, drept criterii pentru recepţionarea tablelor de ambutisare.

Desfăşurarea lucrărilor experimentale s-a făcut în două etape : prima etapă — tabela 1, a doua etapă — tabela 2.

La probele de ambutisare *E* din prima serie s-a urmărit ca, în afară de determinarea indicelui de ambutisare, să se examineze atît as-

pectul liniilor de curgere din zona neambutisată, învecinată cu amprenta (devenite vizibile prin fisurarea pojghiței subțiri de oxizi care aderă pe tablă), cît și amplasarea rupturii din calota *E* — ambele caracteristice privite sub raportul orientării lor față de direcția fibrajului de laminare.

Orientarea liniilor de curgere (fig. 6) indică o influență clară a fibrajului, în timp ce modul anarhic, întîmplător, în care sînt dispuse rupturile din calota 3 *E* (fig. 7) arată mica sensibilitate a acestei încercări față de particularitățile structurii cristaline ale tablei și în mod special față de fibraj. Dar nici valorile indicelui de ambutisare *E* nu sînt mai expresive, ele nereușind să reflecte existența sau inexistența palierului pe curba efort-deformare.

Proprietățile mecanice (tabela 1 și fig. 8), determinate pe epruvetele de tracțiune, indică o oarecare dependență a valorilor înregistrate de orientarea forței de tracțiune față de direcția fibrajului. Această dependență nu este însă univocă.

Prin tratamentele termice aplicate (tabela 1) cresc în general limita de curgere (limita de plasticitate [5]), rezistența la rupere, duritatea și scade cifra *E*, cu circa o unitate, după normalizare sau îmbunătățire, și cu circa două unități, după călire. De asemenea, crește alungirea la rupere după normalizare ; ea scade după călirea

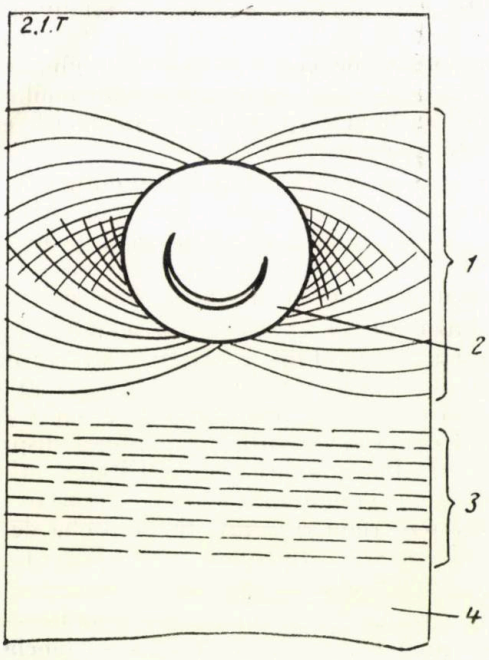


Fig. 6. Orientarea liniilor de curgere din zona neambutisată :
1 — liniile de curgere la proba de ambutisare Erichsen ; *2* — fisura la rupere ; *3* — fibraj longitudinal din laminare ; *4* — tablă de ambutisare.

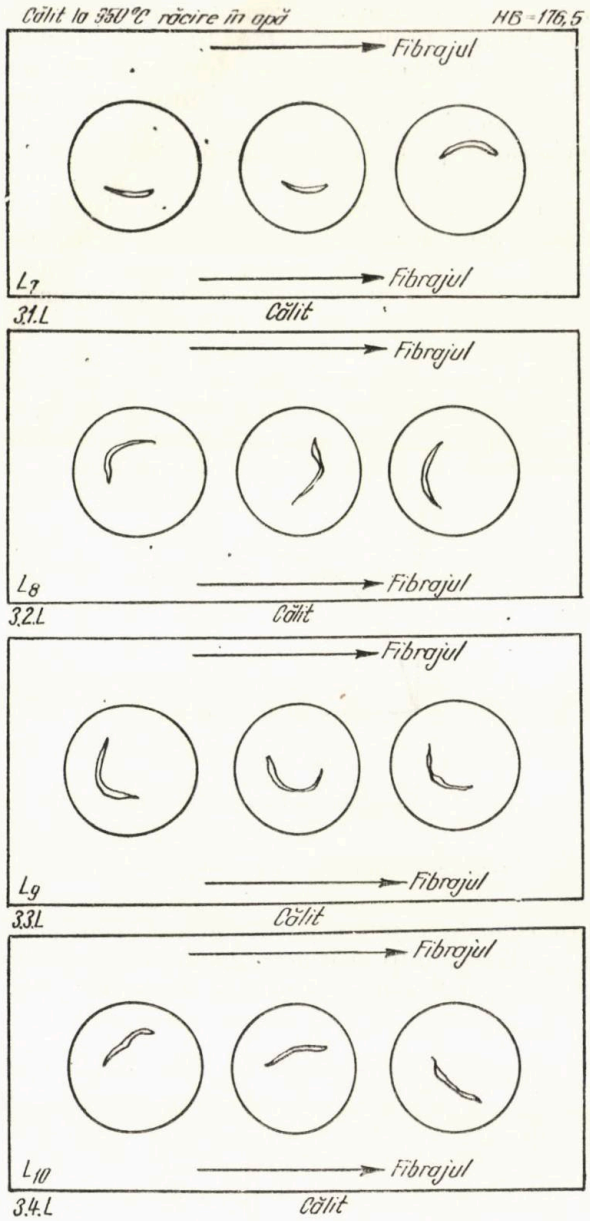


Fig. 7. Amplasarea rupturilor în calota *E*.

simplă sau după îmbunătățire. Totuși în aceste cazuri deformarea se va face cu eforturi de ambutisare mai mari întrucît limita de curgere crește față de starea laminată.

Palier pe curba σ—ε există în toate cazurile, în afară de starea inițială laminată la rece, și în starea călită, ceea ce demonstrează o dată în plus similitudinea avansată a stărilor interne obținute după aplicarea acestor operații [6]. Deci, normalizarea nu ameliorează forma curbei σ—ε în sensul că nu face să dispară curgerea. În schimb, după îmbunătățirea prin călire și revenire medie la 450°C, palierul este practic nul.

Întreaga lucrare experimentală s-a refăcut, cu completări importante, prin introducerea încercării la ambutisate E — G și prin determinarea microfotografică a mărimii absolute a grăuntelui real ca bază pentru determinarea mărimii relative a grăuntelui — pentru a se pune acest a palierului din diagrama σ — ε — toate raportate în ordonată — în funcție de mărimea absolută sau relativă a grăuntelui real, raportat în abscisă.

Se constată că în cazul tablei de 2 mm grosime dimensiunea absolută de 0,045 mm, res-

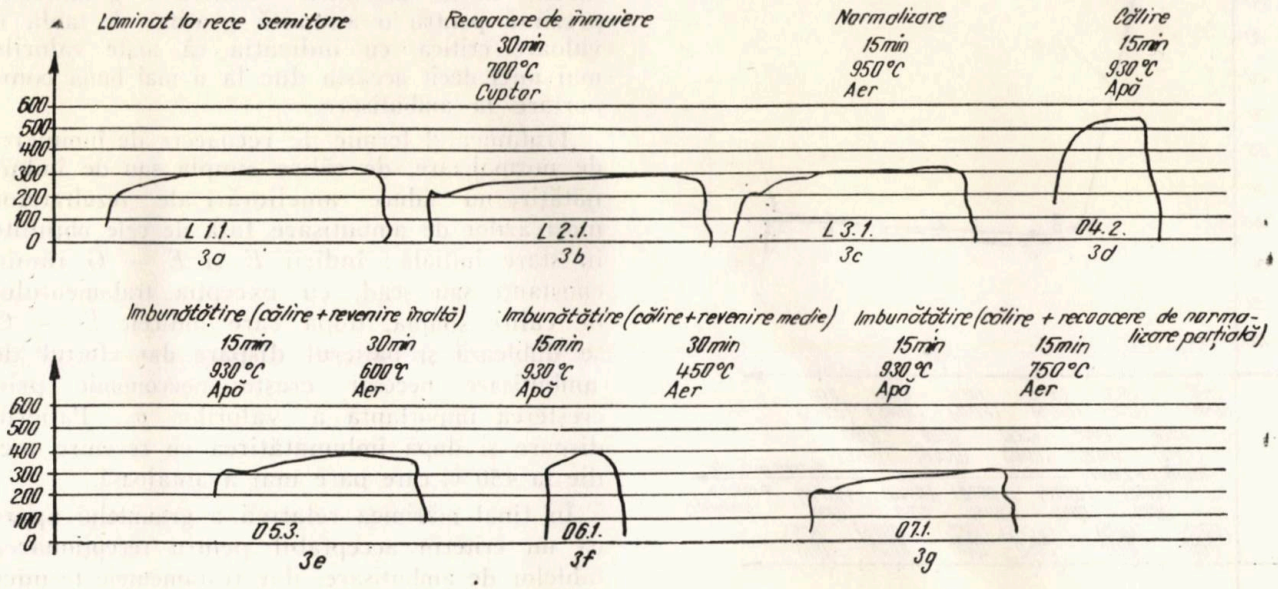


Fig. 8. Proprietățile mecanice determinate pe epruvetele de tracțiune.

factor în corelație cu comportarea la ambutisare a tablelor (tabela 2).

În ceea ce privește influența tratamentelor termice aplicate conform tabelei 2 asupra proprietăților mecanice de rezistență și de plasticitate, se observă influența favorabilă a normalizării, prin care cresc rezistența la rupere, cu circa 10%, limita de plasticitate, cu circa 20%, în timp ce alungirea și indicele E — G se mențin constanți în raport cu valorile din starea netratată termic, dar E scade cu circa o unitate. Tranziția elastic-plastic se face cu un palier de lungime medie. Remarcabilă este influența favorabilă a călirii simple asupra valorii indicelui E — G, care crește cu mai mult decît dublu, de la 40 la 90 de unități, dar totodată rezistența la rupere crește cu circa 30%, limita de plasticitate aproape se dublează, iar alungirea la rupere scade cu circa 25%, în timp ce E scade de la 12,5 la 10 unități. Tranziția elastic-plastic se face fără palier. Față de acest fapt pare evident că modificarea proprietăților materialului prin aplicarea de tratamente termice se reflectă mai complet și mai realist prin variația valorilor indicelui E — G decît prin cele ale indicelui E. Proba E — G este mai sensibilă decît proba E.

În figura 9 se reprezintă sintetic corelația dintre indicele E — G, indicele E și lungimea P pectiv mărimea relativă a grăunților de 0,0225 mm/mm, este o valoare critică, în dreptul căreia curba de variație își schimbă brusc orientarea, către creșteri mari ale indicelui E—G, în cazul valorilor sub 0,0225 mm/mm al diametrului grăunților, respectiv către creșteri foarte mici — practic nesemnificative — ale indicelui E — G, în cazul valorilor mai mari decît 0,0225 mm/mm ale diametrului mediu al grăuntelui.

În ceea ce privește palierul din zona de curgere a curbei σ—ε (fig. 8), determinarea mărimii lui este neprecisă și supusă la mari fluctuații. Deși absența lui — și prin aceasta și dispariția curgerii pe diagrama σ—ε și a liniilor de curgere pe produsul ambutisat — este în mod categoric o recomandare, mărimea palierului nu poate servi drept criteriu unic pentru aprecierea calităților de ambutisare ale tablei încercate. Așa, de pildă, valoarea 42 a indicelui E — G (tabela 2) se poate obține atît pe epruvete fără palier, cît și pe epruvete prezentînd paliere de pînă la 4 mm.

Aprecierea proprietăților de ambutisare ale unei table nu se poate face în mod corect decît cu ajutorul unui indice de ambutisabilitate stabilit printr-un procedeu de încercare

perfecționat și reflectînd fenomenul complex de ambutisare într-o măsură mai completă decît încercarea Erichsen — ca de exemplu procedeul Engelhardt-Gross.

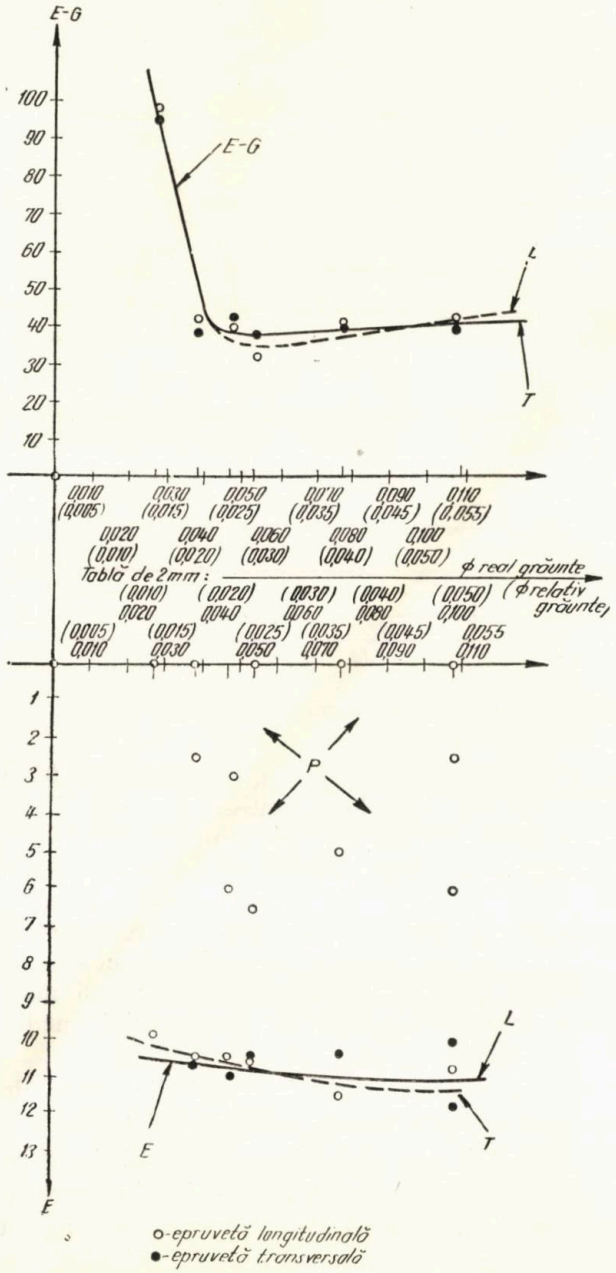


Fig. 9. Corelația dintre indicele E—G, indicele E și lungimea P din diagrama $\sigma - \varepsilon$ (pe ordonată) și mărimea absolută și relativă a grăuntelui real (pe abscisă).

Concluzii

Încercarea de ambutisare după E — G este superioară încercării după E, fiind mai sensibilă: indicele E — G prezintă variații de 100% acolo unde indicele E variază numai cu 20%. El reflectă mai complet modificarea proprietăților.

Existența palierului pe curba σ — ε și mărimea lui nu poate constitui un criteriu unic pentru recepționarea tablelor de ambutisare, deși absența lui este de dorit.

Mărimea grăuntelui, raportată la grosimea tablei, adică mărimea relativă a grăuntelui, prezintă pentru o anumită grosime de tablă o valoare critică, cu indicația că toate valorile mai mici decît aceasta duc la o mai bună comportare la ambutisare.

Tratamentul termic de recoacere de înmuiere, de normalizare, de călire simplă sau de îmbunătățire nu aduce ameliorări ale rezultatelor încercărilor de ambutisare față de cele obținute în stare inițială: indicii E și E — G rămîn constanți sau scad, cu excepția tratamentului de călire simplă, după care indicele E — G se dublează și palierul dispare dar efortul de ambutisare necesar crește neeconomic prin creșterea importantă a valorilor σ_c. Palierul dispare și după îmbunătățirea cu revenire medie la 450°C care pare mai avantajoasă.

În final mărimea relativă a grăuntelui apare ca un criteriu acceptabil pentru recepționarea tablelor de ambutisare, dar tratamentele termice aplicate acestora nu duc la ameliorarea rezultatelor care se pot obține direct, cu o tablă de ambutisare laminată la rece, de bună calitate. Rămîne de văzut în ce măsură tratamentele termice pot interveni pentru recuperarea unor table care, în stare laminată, pentru anumite motive, de structură, de prezență a cementitei terțiare sau a nitrurilor, nu dau rezultate bune la ambutisare, fiind refuzate. În general însă aplicarea de tratamente termice la table de ambutisare este inutilă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Brick R. M., Gordon R. S. și Phillips A. *Structure and properties of alloys.* New-York. Ed. Mc. Grave Hill — Book Company, 1965, p. 32.

[2] S. di Bartolo și Montagna G. *Aprecierea tablelor de ambutisare cu ajutorul unor noi parametri.* La Metalurgia italiana, nr. 6, 1967, p. 421—434.

[3] Constantinescu G. D. *Ipoteza în științele naturii.* București, Ed. științifică, 1960.

[4] Chalmers Bruce. *Métallurgie physique.* Paris, Ed. Dunod, 1963, p. 139.

[5] Wanyorek C. *Observații în legătură cu terminologia tehnică* (limita de curgere). Standardizarea, nr. 6, 1960, p. 278—279.

[6] Wanyorek. C. *Considerații asupra unei teorii unitare a proceselor fizice care au loc la călirea aliajelor feroase și neferoase.* Metalurgia, nr. 8, 1967, p. 421—424.

Cu privire la unele cauze care duc la distrugerea prin exfoliere a rulmenţilor

Ing. B. RUSU şi ing. MARCELA IVANCIUC
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.822.7/.8

SUR QUELQUES CAUSES QUI PROVOQUENT LA DESTRUCTION PAR EXFOLIATION DES ROULEMENTS

Plusieurs roulements détruits par fatigue ont éte examinés. L'analyse métallographique a eu surtout pour object les anneaux intérieurs sur lesquels les exfoliations ont été en fait constatées, en insistant sur les roulements à durabilité minimum et maximum. L'étude des sections exécutées dans les zones ayant des défauts a prouvé que la microstructure obtenue par le traitement thermique final a une influence décisive sur la durabilité des roulements. On n'a pas constaté la présence des inclusions non métalliques ou des microporosités dans les zones à défauts.

REGARDING SOME CAUSES LEADING TO BEARING DESTRUCTION BY EXFOLIATION

Fatigue destroyed bearings were analysed. Metallographic analyse concerned especially inner rings, on which — in fact — exfoliation is to be found, with emphasis on bearings with minimal and maximal durability. Analyse of sections carried-out through flawy areas at different levels led to the conclusion that — ar regards bearing durability — microstructure obtained by final heat treatment plays the leading part. Within flawy areas, presence of nonmetallic inclusions or microporosity was not ascertained.

În cadrul cercetării cauzelor care pot duce la apariţia defectelor pe calea de rulare a rulmenţilor, au fost analizaţi cinci rulmenţi de tip 6.306, încercaţi pe standul de probă sub o sarcină de 550 kgf şi la turaţia de 2 850 rot/min.

Faţă de durabilitatea calculată (385 h) rulmenţii analizaţi au realizat durabilităţile prezentate în tabela 1.

Analize. După secţionarea celor cinci rulmenţi s-au constatat pe căile de rulare exfoli-

Tabela 1

Nr. rulment	Durabilitatea		
	h		% real faţă de calcul
	calculată	realizată	
1	385	228	59
2	385	511	132
3	385	1 674	435
4	385	3 103	806
5	385	6 253	1 624

eri de mărimi diferite, după cum defectele sînt plasate pe inelul exterior sau pe inelul interior, mai mici fiind pe inelul exterior. Exfolierile analizate pe inelul interior au formă aproximativ ovală (fig. 1 şi 2), cu dimensiunile axei mari cuprinse în limitele 0,7—0,6 mm şi ale axei mici, în limitele 0,5—3,0 mm.

Cele trei exfolieri de pe inelele din figura 1 sînt reprezentative în ceea ce priveşte diferitele

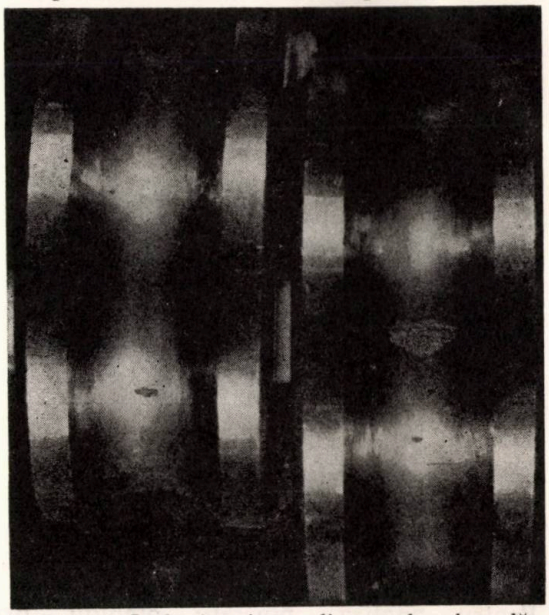


Fig. 1. Inele interioare distruse la oboseală.

etape în dezvoltarea defectului, care atît în cazul prezentat, cît şi în toate celelalte cazuri,

începe din zona centrală a căii de rulare şi se dezvoltă pînă la dimensiuni maxime.

Analiza macrografică a suprafeţei defectului (fig. 3) permite să se stabilească faptul că formarea lui s-a produs treptat, prin dislocări sub

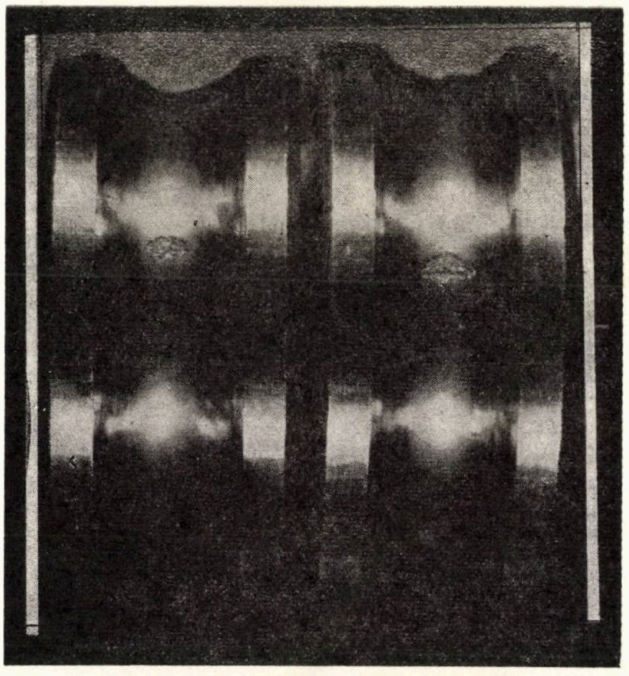


Fig. 2. Inele interioare distruse la oboseală.

formă de foi ale căilor de rulare. În partea stîngă a macrofotografiei din figura 3 se observă suprafaţa căii de rulare într-o fază intermediară cînd dislocările sînt produse însă exfolierea nu a avut încă loc.

Fig. 3. Exfoliere pe suprafaţa căii de rulare, × 10.

Pentru analiza purităţii oţelului, pentru cercetarea microstructurii şi a mecanismului formării exfolierilor, s-au executat secţionări în zonele defectelor, atît în planuri paralele, cît şi în planuri perpendiculare cu calea de rulare.

La analiza purităţii microscopice s-a constatat prezenţa incluziunilor nemetalice globulare, de punctaje date în tabela 2. Clasificarea s-a făcut conform STAS 5949-65, notîndu-se punctajul maxim pe cîmpuri diferite.

Tabela 2

Nr. rulment	Durabilitatea, %	Punctaje, incluziuni globulare
1	59	2,0; 2,5; 2,5; 1,5; 3,0; 2,5;
2	133	2,0; 1,5; 1,0; 1,0; 1,5; 3,0;
3	435	2,0; 2,5; 1,5; 2,5; 1,5; 2,0;
4	806	3,0; 2,0; 2,5; 2,0; 1,5; 2,0;
5	1 624	1,0; 1,5; 3,0; 2,0; 0,5; 1,0.

În afara incluziunilor globulare, la rulmentul nr. 3 s-a găsit o incluziune oxidică de punctaj 0,5, iar la rulmentul nr. 5, o incluziune sulfidică de punctaj 0,5. Aspectul caracteristic al incluziunilor globulare este prezentat în figurile 4 şi 5.

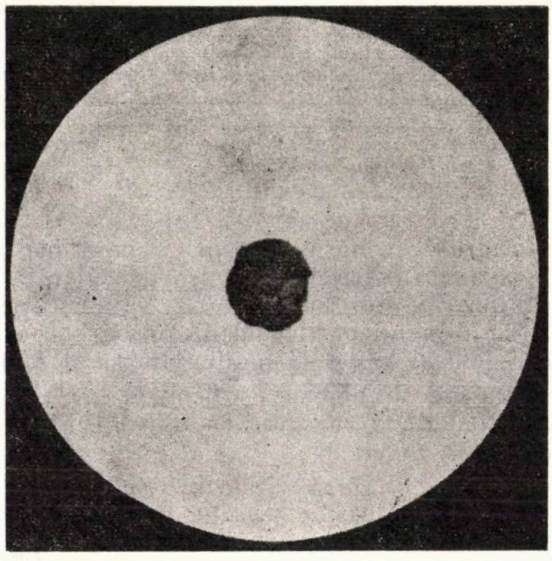


Fig. 4. Silicat nedeformabil, × 500.

După formă se observă că unele incluziuni nedeformate cu structură omogenă rămîn globulare (fig. 4), nesuferind sfărîmări în procesul avansat de deformare la cald pentru fabricarea rulmenţilor, în timp ce altele, avînd o structură eterogenă, suferă oarecari modificări ale formei (fig. 5).

În zonele de exfolieri, cercetarea purităţii şi a aspectului defectului s-a făcut pe mai multe nivele, fără a se constata prezenţa incluziunilor în zonele analizate, fapt ce rezultă din figurile 6 şi 7.

Cazurile extreme de durabilitate (rulment nr. 1 şi nr. 5) prezintă forme diferite ale rupturilor sub aspectul sinuozităţilor şi al adîncimilor pe care le pătrund.

La rulmentul cu durabilitate ridicată, linia de dislocare a materialului este mai dreaptă şi fără ramificaţiile observate la rulmentul cu durabilitate scăzută, indiferent de nivelul la care s-a făcut analiza. Linia de dislocare a exfolie-

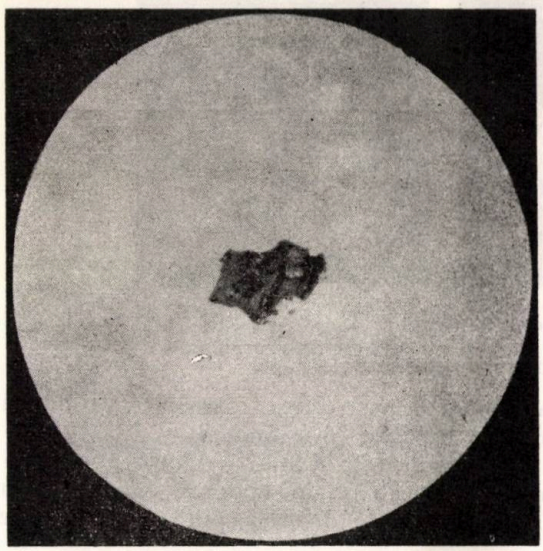


Fig. 5. Silicat deformabil, × 500.

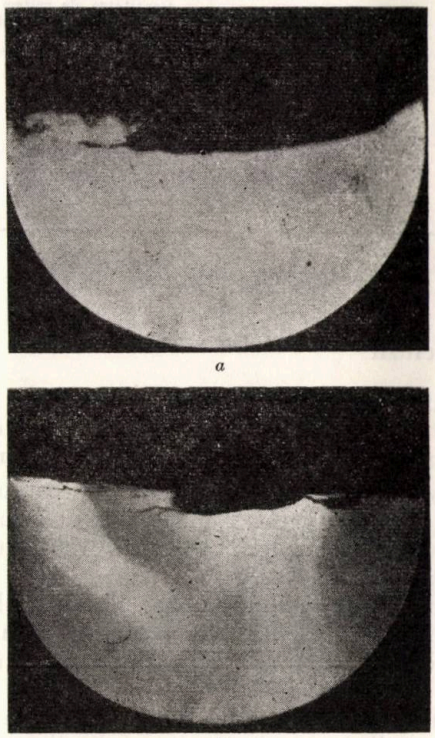


Fig. 6. Secţiuni prin zona cu exfoliere a rulmentului nr. 1:
a — primul nivel, × 50;
b — al doilea nivel, × 100.

rii rulmentului cu durabilitate scăzută, cu schimbări de direcţie în unghiuri, este caracteristică oţelurilor cu granulaţie mare.

Pentru explicarea în continuare a diferenţei dintre durabilităţile rulmenţilor 1 şi 5 s-a studiat în detaliu microstructura la diferite grosismente, pe probe atacate cu nital. Se constată că rulmentul nr. 5, cu durabilitate ridicată, prezintă reţea de carburi şi benzi de carburi mai accentuate decît rulmentul cu durabilitate scăzută (fig. 8 şi 9). De asemenea, la grosismente mari, se pune în evidenţă o diferenţă netă în privinţa mărimii şi formei martensitei, care este mai grosolană în cazul rulmentului cu durată mică de funcţionare.

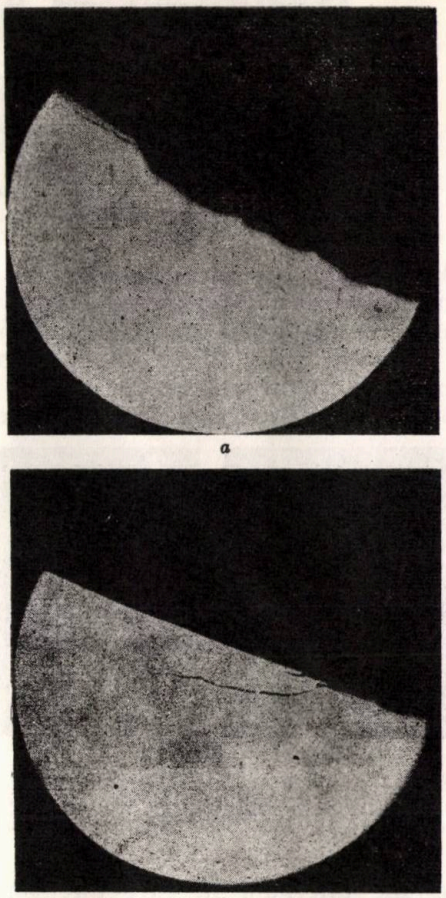


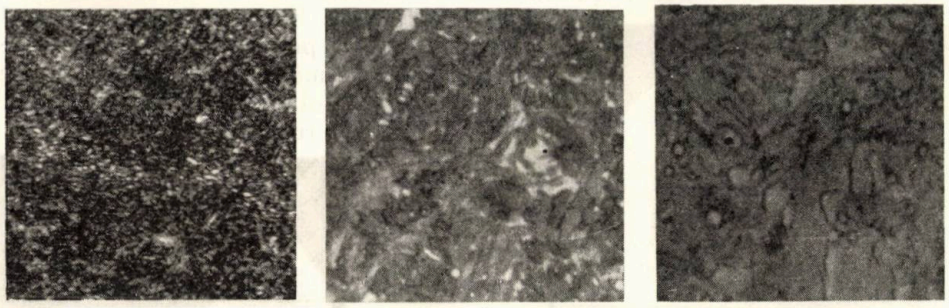
Fig. 7. Secţiuni prin zona cu exfoliere a rulmentului nr. 5:
a — primul nivel, × 50;
b — al doilea nivel, × 100.

Rezultatele obţinute. Pentru studiul uzurii rulmenţilor încercaţi la oboseală au fost luate în considerare numai inelele interioare, care prezintă exfolieri mai avansate şi care au constituit de fapt cauza scoaterii lor din uz. Se menţionează că atît inelele interioare, cît şi inelele exterioare sînt confecţionate din oţel Rul 1.

Deşi în general se caută o explicaţie a variaţiei duratei de exploatare a rulmenţilor, prin cantitatea de incluziuni nemetalice, redată de punctajele maxime citite în diverse cîmpuri, în cazul analizat nu au fost depistate incluziuni nemetalice în zonele de dislocări macroscopice sau microscopice.

Forma pe care o prezintă fisurile care constituie cauza exfolierilor este diferită însă la

rulmenţii cu diferenţe mari de durabilitate. La rulmentul cu durabilitatea cea mai ridicată fisurile sînt continue, în linii curbe, fără schimbări bruşte de direcţie, în timp ce la rulmentul cu durabilitate scăzută fisurile sînt sub forma

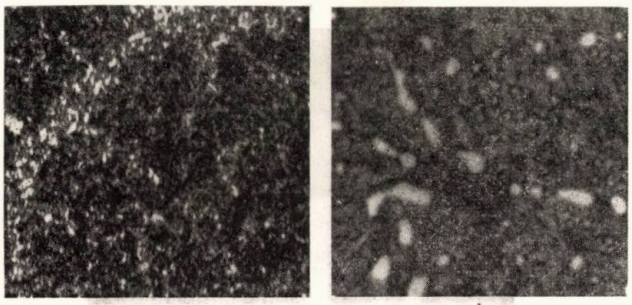


a *b*

Fig. 8. Microstructuri ale rulmentului nr. 1 :
a – carburi nedizolvate, benzi de carburi, × 500 ; *b* – carburi nedizolvate şi martensită, × 1 500 ; *c* – carburi nedizolvate şi martensită, × 2 500.

unor linii frînte, specifice oţelurilor cu granulaţie mare.

Analiza metalografică duce la confirmarea acestei afirmaţii prin forma mai grosolană a martensitei la rulmentul cu durabilitate scăzută (fig. 8, *c*). Dat fiind eforturile deosebite de



a *b*

Fig. 9. Microstructuri ale rulmentului nr. 5 :
a – carburi nedizolvate, benzi şi reţea de carburi, × 500 ;
b – carburi nedizolvate, reţea de carburi şi martensită, × 2 500.

compresiune alternată la care este supus rulmentul în timpul exploatării, structura grosolană nu poate duce decît la scăderea rezistenţei la oboseală, datorită tenacităţii scăzute a materialului.

Tabela 3

Duritatea, HRC	Rezilienţa, kgfm/cm²
58,5–59	3,5–4,0
60,5–61	2,5–3,0
62,5–63	2,0–2,5

În literatura de specialitate sînt indicaţii privind scăderea tenacităţii la creşterea durităţii, iar diferenţa de duritate de două unităţi Rockwell a fost constatată la rulmenţii analizaţi, rulmentul nr. 1 avînd o duritate mai mare decît rulmentul nr. 5.

În tabela 3 se prezintă valorile rezilienţei, în funcţie de duritate, pe probe fără crestături, executate pentru oţelul Rul 1 [1].

Referindu-se la cantitatea de carbon legat sub formă de carburi sau existent în soluţie solidă la o anumită durată de menţinere a pieselor (25 min), acelaşi cercetător demonstrează că temperatura de încălzire are rolul hotărîtor după cum este şi firesc, cantitativ, fiind găsite valorile indicate în tabela 4.

În cazul de faţă numai o temperatură mai ridicată de încălzire, în vederea călirii sau menţinerii de durate diferite pot explica diferenţa

Tabela 4

Temperatura, °C	Cantitatea de carbon în soluţie din carbonul total, %
800	37
820	46
840	59
860	66
880	73
900	80
950	88

cantităţii de carburi între rulmenţii cu durabilităţi diferite.

Concluzii

Analiza metalografică nu a reuşit să pună în evidenţă o corelaţie între mărimea incluziunilor nemetalice şi durabilitatea rulmenţilor încercaţi.

Creşterea mărimii benzilor de carburi şi a reţelei de carburi nu a constituit, în cazul analizat, motiv de scădere a durabilităţii rulmenţilor supuşi la oboseală.

În cazul diferenţelor mari de durabilitate se constată o diferenţă de structură cauzată de condiţiile în care s-a efectuat tratamentul termic.

În toate cazurile analizate, scoaterea din uz a rulmenţilor s-a datorat exfolierilor pe calea de rulare a inelului interior. Acest fapt duce la concluzia că incluziunile nemetalice sau microporozitatea, plasate în zona axială a laminatelor, nu constituie cauza principală a distrugerii rulmenţilor prin oboseală.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rauzin Ia. R. *Tratamentul termic al oţelului cu crom.* Moscova, Maşghiz, 1964.

Introducerea în fabricaţia barelor forjate din oţel rapid RP 3, a unei noi tehnologii de tratament termic preliminar

Ing. MARINA NICOLESCU şi ing. R. VOINA
Uzinele „23 August"-Bucureşti

CZ 669.14.018.252.3—42

L'INTRODUCTION D'UNE NOUVELLE TECHNOLOGIE DE TRAITEMENT THERMIQUE PRÉLIMINAIRE DANS LA FABRICATION DES BARRES FORGÉES EN ACIER RAPIDE RP 3

On se propose d'éliminer plusieurs déficiences d'ordre économique et qualitatif, constatées dans la fabrication et liées directement à la technologie du traitement thermique préliminaire, des demi-produits livrés sous forme de barres forgées, en acier rapide RP 3.

Après une présentation succinte des causes qui sont à l'origine des déficiences, les auteurs étudient le comportement de l'acier RP 3 qui a subi un traitement thermique préliminaire selon trois variantes : recuit complet, recuit isotherme et haut revenu (recuit sous-critique). Ils analysent comparativement, pour les trois variantes de traitement thermique préliminaire, les propriétés physiques mécaniques suivantes : la dureté obtenue après l'application du traitement thermique respectif ; le phénomène de décarburation ; les possibilités d'usinage par enlèvement de copeaux et la rugosité des surfaces usinées; l'influence qu'ont les trois variantes de traitement thermique préliminaire sur plusieurs caractéristiques de l'acier après le traitement thermique final (trempe et revenu), parmi lesquelles on remarque : la dureté, la stabilité à chaud, la résistance à la rupture par flexion etc.

En s'appuyant sur les essais de laboratoire et sur les expériences effectuées sur l'échelle industrielle, on conclut que le traitement thermique préliminaire de haut revenu répond intégralement au but poursuivi, c'est-à-dire qu'il élimine presque complètement les déficiences survenues au cours de la fabrication.

BRINGING IN A NEW PRELIMINARY HEAT TREATMENT TECHNOLOGY IN RP3 HIGH-SPEED STEEL FORGED BAR PROCESSING

The paper analyses elimination of economic and quality deficiencies — directly connected to preliminary heat treating-which arise in processing of half-products, delivered as RP3 highspeed steel forged bars.

After a brief presentation of causes generating the above mentioned deficiencies, authors investigate behaviour of RP 3 steel, after three different preliminary heat treatments : full annealing isothermal annealing and hightempering (subcritical annealing). Following physical and mechanical properties were investigated for all the three variants of preliminary heat treatment : obtained hardness after heat treating ; decarbonization process : cutting ability and rugosity of shaped surface ; influence of preliminary heat treatment on several characteristics obtained after final heat treatment (quenching and tempering), so as : hardness, high-temperature stability, bending strength, etc.

Based on obtained results in labor-investigations and experiments performed on industrial scale, conclusion is drawn that high-tempering, as a preliminary heat treatment, meets entirely the goal in view, succeeding to remove, almost completely, deficiencies which arise in manufacturing.

La uzinele „23 August" semifabricatele din oţeluri de scule se prezintă în stare de livrare sub formă de bare forjate şi recoapte, cu secţiuni circulare sau paralelipipedice, cu diametre sau laturi echivalente, cuprinse în limitele 16—120 mm şi în lungimi de circa 2 000 mm.

Necesitatea abordării unor studii şi cercetări privind stabilirea unor noi soluţii tehnologice legate de tratamentul termic preliminar — ca operaţie finală la cald înainte de livrare — a fost generată de două cauze principale :

— apariţia unei neconcordanţe între ritmul de forjare, tratamentul termic preliminar şi operaţiile de finalizare (debitare, control, vopsire) ;

— existenţa unor deficienţe de ordin calitativ.

Neconcordanţa dintre ritmurile de forjare şi cele de tratament termic preliminar este generată atît de capacităţile de tratament termic insuficiente, cît şi de utilajele neadecvate pentru o producţie de serie de genul semifabricatelor forjate sub formă de bare, din oţeluri de scule sau speciale.

Cuptoarele din dotarea actuală a atelierului de tratamente termice preliminare sînt de tip cameră, cu vatră fixă, încălzite indirect cu gaz metan. Datorită lipsei de capacitate şi tipului constructiv al cuptoarelor, agregatele se supraîncarcă în permanenţă, semifabricatele se aşază în vrac, iar ca tratament termic preliminar

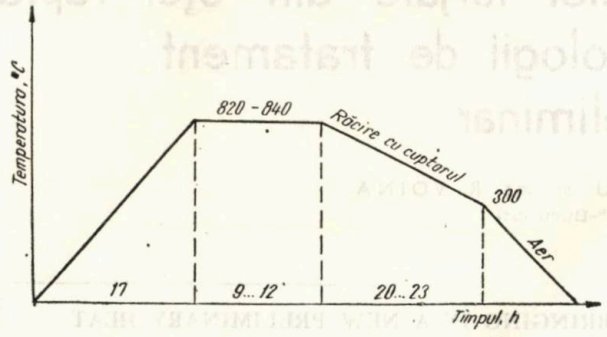


Fig. 1. Tratamentul termic preliminar aplicat semifabricatelor forjate din oţel RP 3.

se poate aplica numai tehnologia prezentată în diagrama din figura 1.

Durata unui ciclu complet este cuprinsă între 46 şi 52 h, în funcţie de încărcătura cuptoarelor, care la rîndul ei variază între 1 500 şi 3 000 kg. Din punct de vedere calitativ, aplicarea tratamentului termic preliminar, în condiţiile menţionate mai sus, duce la apariţia unor fenomene negative, dintre care se menţionează: decarburarea, oxidarea, apariţia durităţilor neuniforme, micşorarea gradului de aliere a martensitei. Datorită temperaturii ridicate şi menţinerii îndelungate are loc fie o decarburare totală a stratului superficial, depăşind adaosul de prelucrare prescris de STAS, fie o decarburare parţială, greu de pus în evidenţă microscopic, la oţelurile de tipul 18-4-1. În cazul oţelului RP3, scăderea, chiar în proporţii mici, a conţinutului de carbon prescris, provoacă o micşorare a gradului de aliere a stratului, micşorarea mărimii, formei şi numărului de carburi libere, cu repercusiuni directe asupra proprietăţilor finale ale sculelor (duritate, stabilitate la cald, rezistenţă la uzură etc.).

Din aceleaşi cauze ca şi la decarburare, fenomenul de oxidare se manifestă puternic, ducînd la pierderi nerecuperabile de metal sub formă de arsură.

Aşezarea în vrac şi supraîncărcarea cuptoarelor, precum şi imposibilitatea realizării unei viteze de răcire dirijate pe întreaga secţiune a încărcăturii generează, în final, obţinerea de structuri neomogene şi neuniforme, respectiv variaţii mari de duritate între barele aceleiaşi încărcături şi chiar pe lungimea lor, cu efect negativ asupra proprietăţilor de aşchiabilitate şi realizarea unor suprafeţe prelucrate cu rugozitate necorespunzătoare.

În cazul oţelurilor rapide de tip 18-4-1, fazele de bază sînt: soluţie solidă α sau γ (în funcţie de starea oţelului), carburi complexe de wolfram solubile, de tip Fe 2 W 2 C, carburi de crom (Cr 23 C 6), carburi de tip cementitic şi carburi de vanadiu (VC). Carbura complexă de wolfram, prin menţinere îndelungată la temperaturi ridicate (fig. 1, *a*), se descompune după reacţia:

$$m\ (Fe_2W_2C) + \text{austenită} = n\ (Fe_2W_2C) + p\ (WC) + s\ (Fe_3C)$$

Carbura simplă de wolfram, WC, fiind foarte stabilă, la încălzirea pentru călire nu se solubilizează şi micşorează în acest fel gradul de aliere al austenitei — respectiv, după răcire, al martensitei —, avînd totodată şi rolul de centri de recristalizare, scăzînd adîncimea de călire. Datorită acestui fenomen, în final sculele au proprietăţi scăzute în special în ceea ce priveşte stabilitatea la cald şi rezistenţa la uzură.

Cercetările întreprinse — aşa după cum s-a mai subliniat — au avut în vedere găsirea unor soluţii tehnologice care să reuşească să elimine total, sau în cea mai mare parte, aspectele negative manifestate în fabricaţia barelor de oţel rapid şi legate nemijlocit de operaţia de tratament termic preliminar.

De la început s-a renunţat la tratamentul termic de recoacere izotermă, deoarece cuptoarele existente, afectate acestei operaţii, nu permit realizarea practică a lui. Primele cercetări s-au axat pe studiul aspectului structural pe care îl prezenta oţelul înainte de operaţia de tratament termic preliminar. Probele au fost prelevate din diverse bare forjate, răcite lent de la temperatura de sfîrşit de forjare, în gropi cu nisip (condiţii industriale).

Cercetarea microscopică a pus în evidenţă, în toate cazurile, o structură neomogenă (fig. 2), formată din martensită, constituenţi intermediari de călire, carburi libere şi o cantitate mică de austenită reziduală. Duritatea barelor a fost cuprinsă între valorile 50 şi 55 HRC. Aceste

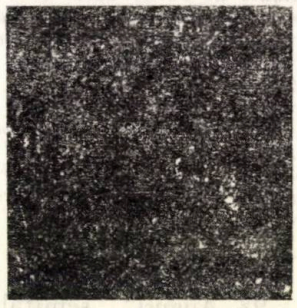


Fig. 2. Microstructura oţelului rapid RP 3 × 270, atac nital.

prime rezultate au permis emiterea ipotezei înlocuirii tratamentului termic preliminar de recoacere completă printr-o revenire înaltă (recoacere subcritică). Deoarece în literatura de specialitate consultată nu s-au găsit date în această problemă, cercetările şi interpretarea rezultatelor s-au întreprins paralel şi comparativ, pentru trei situaţii:

— tratament termic de recoacere completă, aplicat în condiţiile uzinei, conform diagramei din figura 1 ;

— tratament termic de recoacere izotermă, conform diagramei din figura 3 ;

— revenire înaltă conform diagramei din figura 4.

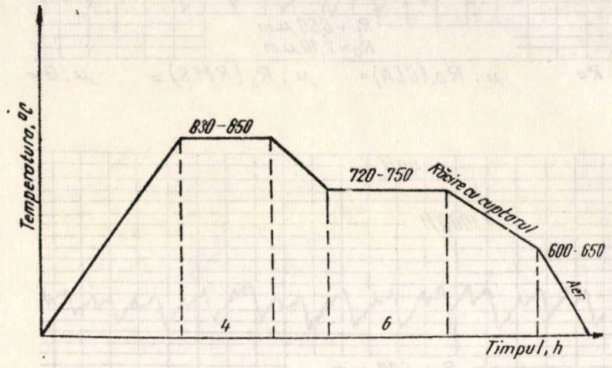


Fig. 3. Tratamentul termic preliminar de recoacere izotermă, aplicat probelor din oţel RP 3.

Probele au fost prelevate din bare cu diametrele cuprinse între 40 şi 50 mm, reprezentînd nu numai media dimensiunilor produse dar şi ponderea cea mai mare din cadrul programului de fabricaţie şi lungimi de 300 mm. Pentru ca rezultatele să nu fie influenţate de alţi factori prealabili tratamentului termic, probele cercetate comparativ în cele trei variante au provenit din aceeaşi şarjă de elaborare şi din aceeaşi bară forjată. Compoziţia chimică a oţelului cercetat a fost următoarea : 0,76% C ; 0,23% Mn ; 0,20% Si ; 4,45% Cr ; 18,9% W ; 1,3% V ; 0,4% Mo ; A_{c1} = 820°C.

Valorile de duritate obţinute în cele trei variante de tratament termic preliminar, reprezentînd limitele determinate pe cîte şase probe pentru fiecare caz, sînt redate în tabela 1.

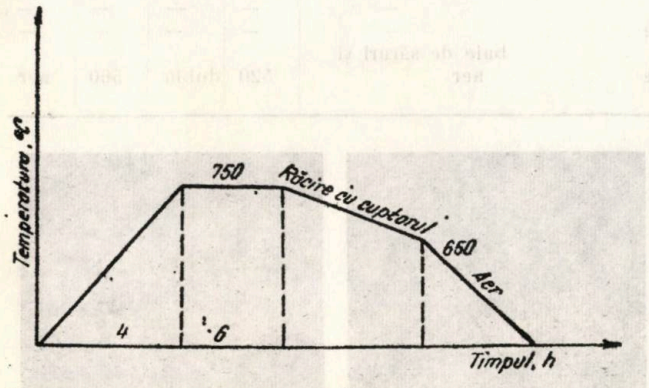


Fig. 4. Tratamentul termic preliminar de revenire înaltă, aplicat probelor din RP 3.

Microstructura, în cele trei variante de tratament termic, nu prezintă diferenţieri sesizabile la măriri uzuale, fiind formată dintr-o masă de bază feritică şi carburi, carburile primare avînd tendinţa de segregare şi dispunere în direcţia deformării plastice maxime. În figura 5 se prezintă microstructura probelor revenite înalt.

Analiza microscopică a mai scos în evidenţă o micşorare a adîncimii stratului decarburat al

Tabela 1

Tratamentul termic preliminar aplicat	Duritatea Brinell 3 000/10/15
Recoacere completă	220—260
Recoacere izotermă	270—280
Revenire înaltă	300—320

probelor revenite înalt, cu circa 60% în comparaţie cu cele tratate termic, în condiţiile obişnuite ale uzinei. S-a cercetat, în continuare, influenţa celor trei variante de tratament termic preliminar asupra proprietăţilor de aşchiabilitate şi rugozitate a suprafeţelor prelucrate.

În tabela 2 sînt indicaţi parametrii de lucru.

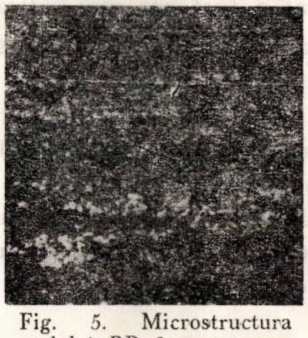


Fig. 5. Microstructura oţelului RP 3 tratat termic preliminar, prin aplicarea unei reveniri înalte × 270, atac nital 3%.

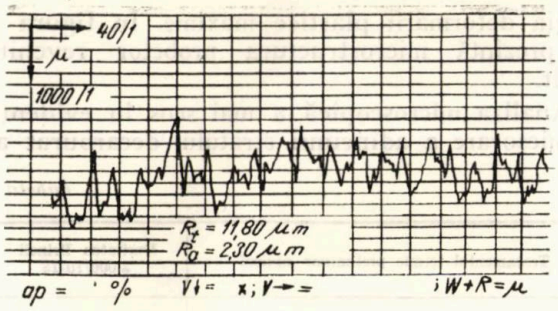
Încercările s-au executat pe un strung tip Iosif Rangheţ, cuţitele folosite pentru fiecare dintre cele trei variante de tratament termic fiind schimbate şi avînd riguros aceleaşi caracteristici geometrice şi mecanice.

Cercetîndu-se calitativ — după încercări — cuţitele utilizate (cuţite din RP3), s-a constatat

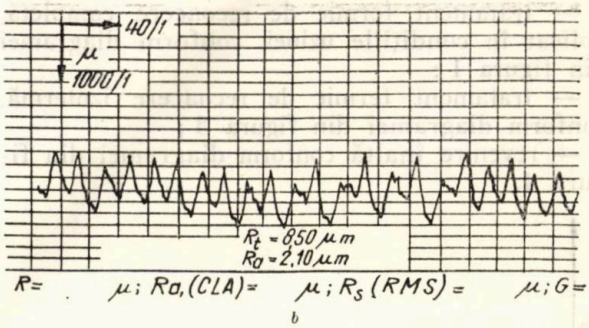
Tabela 2

Operaţia	Nr. de rot/min	Avansul, mm/min
Strunjire exterioară	600	0,1
Retezare prin strunjire	230	0,1

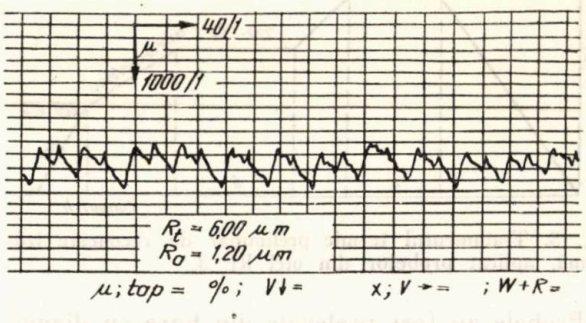
că uzurile cele mai pronunţate le-au prezentat cuţitele folosite pentru aşchierea probelor supuse unui tratament termic de recoacere completă, deşi durităţile erau cele mai scăzute. În cazul celorlalte două variante, uzura a fost sensibil aceeaşi.



a



b



c

Fig. 6. Diagrama de rugozitate a probelor tratate : *a* — recoacere completă conform diagramei din figura 1 ; *b* — recoacere izotermă conform diagramei din figura 3 ; *c* — revenire înaltă conform diagramei din figura 4.

În figurile 6, *a*, *b* şi *c* sînt reprezentate diagramele de rugozitate, ridicate pe probele tratate termic în cele trei variante studiate. Se constată că rugozitatea cea mai defavorabilă o prezintă probele supuse tratamentului termic de recoacere completă (fig. 6, *a*), iar rugozitatea cea mai fină şi omogenă, probele revenite înalt (fig. 6, *c)* deşi duritatea lor după tratamentul termic aplicat a fost cea mai ridicată.

În vederea obţinerii unor date asupra modului de comportare a sculelor în stare finită (bineînţeles orientativ), probele prelucrate prin aşchiere la rece, pentru toate cele trei variante încercate la tratamentele termice preliminare, s-au supus tratamentului termic final, riguros în aceleaşi condiţii tehnice şi cu aceiaşi parametri tehnologici (tabela 3).

Tabela 3

Treptele de încălzire	Temperatura, °C	Agregatul de încălzire,	Mediul de răcire	Temperatura mediului de răcire, °C	Revenire	Temperatura de revenire, °C	Mediul de răcire
Preîncălzirea I	550	cuptor cu flacără	—	—	—	—	—
Preîncălzirea II	850	baie de săruri topite	—	—	—	—	—
Încălzirea pentru călire	1 290	baie de săruri topite	baie de săruri şi aer	520	dublă	560	aer

cele trei cazuri. În microfotografiile din figurile 7 şi 8 se prezintă structura probelor supuse în prealabil la revenire înaltă, în stare călită şi călită revenită.

În tabela 4 sînt redate durităţile obţinute în cazul celor trei variante de tratamente termice preliminare atît în stare călită, cît şi în stare călită şi revenită.

Analiza microscopică la măriri uzuale nu a scos în evidenţă deosebiri sesizabile pentru

Tabela 4

Tratamentul termic preliminar aplicat	Duritatea în stare călită, HRC	Duritatea în stare călită şi revenită HRC
Recoacere completă	62	64
Recoacere izotermă	62	65
Revenire înaltă	63	66

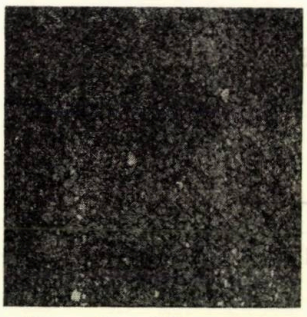


Fig. 7. Microstructura oţelului RP 3 în stare călită, care anterior a suferit un tratament termic preliminar de revenire înaltă, × 270, atac nital 3%.

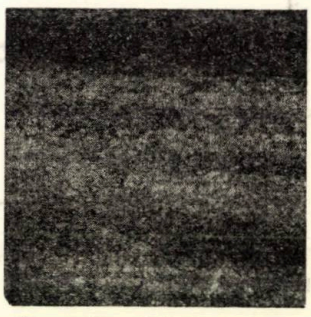


Fig. 8. Microstructura oţelului RP 3, în stare călită — revenită, supus anterior unui tratament termic preliminar de revenire înaltă, × 270 atac nital 3%.

Determinarea stabilității la cald s-a făcut pe probele călite și revenite, tratate termic preliminar în cele trei variante studiate. Încercarea a constat în încălzirea aceloraşi probe la diverse trepte de temperaturi, menținerea 6 h la palierele de temperaturi, răcirea în aer și determinarea durității.

Palierele de temperaturi de încercare s-au ales începînd cu 350°C, din 50 în 50°C, pînă la 650°C.

Rezultatele obținute sînt prezentate în diagramele din figura 9. Din analiza alurii curbelor din figura 9 se observă următoarele :

— O scădere a durității inițiale (un minim) în domeniul de temperaturi cuprins în limitele 400 și 450°C. Autorii nu au cercetat acest fenomen, constituind o problemă de elucidat în viitor, dar se poate trage concluzia că acest domeniu de temperaturi este defavorabil sculelor în exploatare, regimurile de lucru stabilite pentru sculele fabricate din RP 3 trebuind să asigure încălzirea lor în afara zonei de temperaturi respective.

— Duritatea probelor la care s-a aplicat anterior un tratament termic preliminar de revenire înaltă este superioară durității realizate pe probele supuse în prealabil recoacerii complete sau izoterme, stabilitatea la cald fiind deci mai bună. Legat de apariția unui minim de duritate în intervalul de temperaturi de 400—450°C, s-a determinat rezistența la rupere prin încovoiere în acest domeniu.

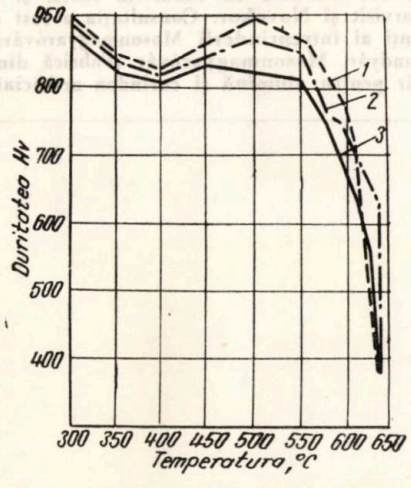


Fig. 9. Variația durității în funcție de temperatura de încercare, pentru determinarea stabilității la cald :
1 — revenire înaltă ; *2* — recoacere izotermă ; *3* — recoacere completă.

Determinările au fost executate pe probe confecționate conform STAS aflate în stare călită și revenită final și supuse încercării de stabilitate la cald, pentru temperaturile de 350, 400 și 420°C. Tratamentele termice preliminare aplicate anterior probelor supuse încercării la încovoiere au constat în recoacere completă și, respectiv, revenire înaltă.

Valorile rezistenței la rupere prin încovoiere au fost cuprinse între 306 și 324 kgf/mm², pentru cazul probelor supuse anterior recoacerii complete, și de 383 kgf/mm², pentru cele la care s-a aplicat revenirea înaltă, literatura de specialitate indicînd drept valoare minimă o rezistență de 350 kgf/mm² [2].

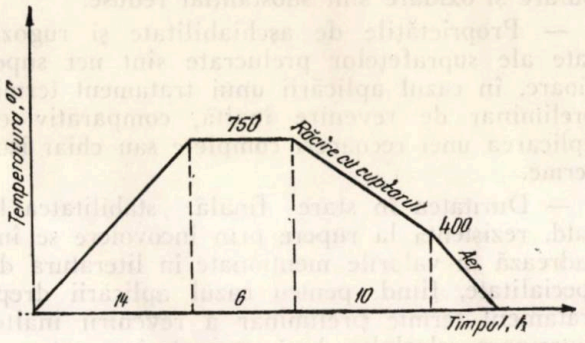


Fig. 10. Tratamentul termic preliminar de revenire înaltă aplicat barelor din RP 3, în condiții industriale.

În scopul obținerii unor date cît mai complete, s-a aplicat, la scară industrială, tratamentul termic preliminar de revenire înaltă. Experimentarea s-a efectuat în cuptoarele existente, la bare forjate cu diametrul de 45 mm, provenite din două șarje de elaborare, încărcătura cuptorului fiind de circa 3 500 kg.

Ciclul de tratament termic realizat se prezintă în diagrama din figura 10. Au fost determinate durităţile pe bare provenite din diverse zone ale încărcăturii (sus, mijloc și vatră) și pe lungimea lor. În tabela 5 sînt înregistrate valorile obținute.

Cercetările efectuate și rezultatele obținute permit să se facă următoarele observații :

—Aplicarea unui tratament termic preliminar de revenire înaltă (recoacere subcritică) la barele forjate din oțel rapid RP 3 scurtează — în comparație cu tratamentul termic de recoa-

Tabela 5

Șarja de elaborare	Poziția barelor în cuptor	Duritatea HB 3 000/10/15		
		Locul unde s-a determinat duritatea		
		Capăt I	Mijloc	Capăt II
1	sus	300	295	295
2	sus	285	278	280
1	mijloc	269	269	275
2	mijloc	270	266	266
1	vatră	263	263	265
2	vatră	265	260	260

cere completă — ciclul de tratament termic, cu circa 35—40%.

— Valorile de duritate obținute prin aplicarea revenirii înalte se încadrează în prescripțiile STAS, fiind uniforme atît pe secțiunea încărcăturii, cît și pe lungimea semifabricatelor.

— Prin aplicarea tratamentului termic preliminar de revenire înaltă, fenomenele de decarburare și oxidare sînt substanțial reduse.

— Proprietățile de așchiabilitate și rugozitate ale suprafețelor prelucrate sînt net superioare, în cazul aplicării unui tratament termic preliminar de revenire înaltă, comparativ cu aplicarea unei recoaceri complete sau chiar izoterme.

— Duritatea în stare finală, stabilitatea la cald, rezistența la rupere prin încovoiere se încadrează în valorile menționate în literatura de specialitate, fiind, pentru cazul aplicării drept tratament termic preliminar a revenirii înalte, superioare celorlalte două variante încercate.

— În cazul oțelului rapid RP 3, tratat termic final (călit și revenit) și supus ulterior unei noi încălziri, se constată o scădere a valorii durității inițiale, pentru domeniul de temperaturi de 400—450°C, după care duritatea revine la valorile inițiale, păstrîndu-se pînă la temperaturi superioare celei la care s-au efectuat revenirile.

Tratamentul termic preliminar de revenire înaltă duce la reducerea prețului de cost (în mod substanțial) pe tona de semifabricate livrabile.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schumann. *Metalurgie fizică.* București, Editura tehnică, 1963.

[2] Dulămiță T. *Alegerea și tratamentul termic al oțelurilor de scule.* București, Editura tehnică, 1963.

[3] Gheller Iu. A. *Instrumentalnîe stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1961.

ANUNȚ

În ziua de 23 aprilie 1969 a avut loc la București o consultație profesională cu tema: „Utilizarea în industria sticlei și a oțelului a materialelor refractare", organizată de MINERALIMPEX (Întreprindere maghiară de stat de comerț exterior). Au fost prezentate unele materiale refractare utilizate în industria sticlei și în metalurgie: Korvisit și Novokor. Consultația a fost ținută de reprezentanți ai întreprinderii Mosonmagyaróvári timföld és Mükorundyár, Mosonmagyaróvár (Fabrică din Mosonmagyaróvár pentru alumină și corindon artificial — Ungaria).

Determinarea corectă a temperaturii de turnare pentru piese turnate din aliaje feroase

Ing. C. PANCU

CZ 621.746:669.2/.8.018

LA DÉTERMINATION CORRECTE DE LA TEMPÉRATURE DE COULÉE POUR LES PIÈCES COULÉES EN ALLIAGES FERREUX

En s'appuyant sur la littérature technique et sur une longue pratique à l'usine, l'auteur expose plusieurs exemples de calcul de la température correcte de coulée pour les alliages ferreux coulés en pièces.

On décrit en même temps la construction et l'utilisation d'une règle originale qui sert à préciser rapidement la température de coulée pour les mêmes alliages.

CORRECT ESTIMATION OF CASTING TEMPERATURE FOR IRON ALLOY CAST PARTS

Based on literature data and on a long time shop practice, examples of correct casting temperature reckoning for iron alloy cast parts are presented. Building and utilization of a new slide rule for correct and quick estimation of casting temperature for iron alloy parts is equally described.

La turnătoria de oţel şi de fontă de la U. C. M. — Reşiţa s-a trecut la stabilirea unor metode mai precise de determinare prin calcul a temperaturii de turnare în forme a aliajelor feroase (oţel şi fontă). Calculul se bazează pe principiul că temperatura de început de solidificare este determinată de suma influenţelor fiecărui element luat separat.

În tabela 1 se indică influenţa unor elemente care intră în compoziţia aliajelor feroase asupra scăderii temperaturii liniei lichidus (după Wm. Roeser şi H. T. Wensel) [1].

Înainte de a se trece la exemple de calcul al temperaturii reale a liniei lichidus* pentru un aliaj feros oarecare — datorită faptului că majoritatea turnătoriilor nu sînt dotate cu pirometre de imersie, ci cu pirometre optice de radiaţie — se consideră că este util să se facă unele precizări privind corespondenţa dintre temperatura reală şi temperatura „neagră", precum şi privind corecţia de temperatură care trebuie să fie adăugată la temperatura „neagră", determinată cu pirometrul optic, pentru a avea echivalenţa cu temperatura reală.

Prin temperatură reală se înţelege temperatura determinată cu un termoelement (pirometru de imersie).

*) În lucrare s-a folosit expresia „linia lichidus" deşi corect trebuia folosită expresia „punctul lichidus" deoarece este vorba despre un aliaj feros a cărui temperatură se găseşte pe linia lichidus a diagramei fier — carbon.

Prin temperatură „neagră" se înţelege temperatura determinată cu pirometrul optic de radiaţie. Temperatura „neagră" este întotdeauna mai mică decît temperatura reală, datorită radiaţiei incomplete a corpului de măsurat.

Pentru a se obţine temperatura reală a corpului de măsurat, la temperatura determinată

Tabela 1

Elementul		Scăderea temperaturii de solidificare, în funcţie de procentul în greutate al elementului, °C	Conţinutul elementelor în aliajul feros, %
Denumirea	Simbolul		
Carbon	C	65°C de la 0 —1,0% 70°C de la 1,0—2,0% 75°C de la 2,0—2,5% 80°C de la 2,5—3,0% 85°C de la 3,0—3,5% 91°C de la 3,5—4,0% 100°C peste 4,0%	0—3,8
Fosfor	P	30°C	0—0,7
Sulf	S	25°C	0—0,08
Arsen	As	14°C	0—0,5
Siliciu	Si	8°C	0—3,0
Mangan	Mn	5°C	0—1,5
Cupru	Cu	5°C	0—0,3
Staniu	Sn	10°C	0—0,03
Nichel	Ni	4°C	0—9,0
Molibden	Mo	2°C	0—0,3
Vanadiu	V	2°C	0—1,0
Crom	Cr	1,5°C	0—18,0
Aluminiu	Al	0°C	0—1,0
Wolfram	W	1°C	pînă la 18

cu pirometrul optic, trebuie să se adune corecția pentru radiația incompletă a corpului de măsurat. Matematic, corelația dintre cele două temperaturi se poate exprima astfel :

$$T_r = T_n + c,$$

unde : T_r este temperatura reală, °C ;
T_n — temperatura „neagră", °C ;
c — corecția de temperatură, °C ;

Corecția de temperatură se alege astfel :

— pentru fontă cenușie lichidă, conform diagramei din figura 1 (după W.H. Spencer) [2].

— pentru oțel lichid, cu ajutorul diagramelor din figurile 2,*a* și 2,*b* (după N. I. Toperverth și M. I. Șerman) [2]. Figura 2,*b* prezintă, la o scară mărită, zona centrală din figura 2,*a* care cuprinde intervalul de temperaturi folosite în mod practic la turnarea pieselor din oțel.

Folosirea diagramelor din figurile 1 și 2 în condițiile de producție din ateliere poate duce

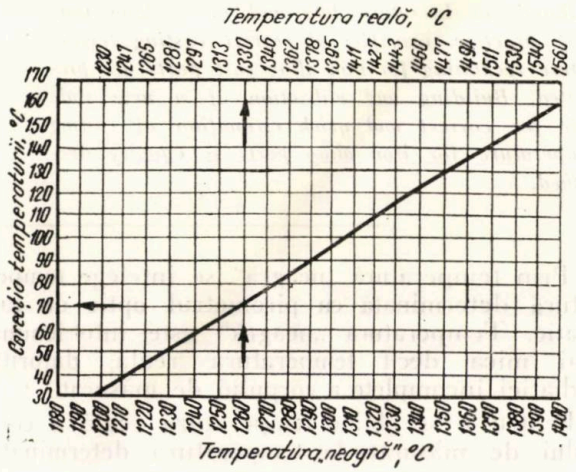


Fig. 1. Corecția de temperatură pentru fontă cenușie lichidă.

— din cauza grabei — la determinări (citiri) greșite ale temperaturii și, în final, la turnarea unor piese cu defecte, care necesită remedieri, sau chiar la rebutarea unor piese. Pentru evitarea unor asemenea greșeli se recomandă ca pe tehnologia de turnare să se indice temperatura optimă de turnare în ambele variante (temperatura reală și temperatura „neagră").

Calculul temperaturii de turnare. Temperatura optimă de turnare se stabilește de către tehnolog sau maistru turnător, prin calcul, în funcție de următoarele considerente : dimensiunile și configurația piesei ; grosimea pereților piesei ; calitatea aliajului și compoziția chimică (medie) prescrisă.

Exemplu de calcul pentru o piesă turnată din oțel, cu grosimea medie a pereților sub 20 mm și următoarea compoziție chimică (medie) prescrisă :

0,25% C ; 0,35% Si ; 0,60% Mn ; 0,03% P ; 0,04% S ; 1,55% Cr ; 0,30% Mo.

Pe baza datelor din tabela 1 rezultă că fiecare element contribuie mai mult sau mai puțin la scăderea temperaturii de început de solidificare (linia lichidus) a aliajului respectiv, astfel :

0,25 % C	− 0,25 × 65	=	16,25°C
0,35 % Si	− 0,35 × 8	=	2,80°C
0,60 % Mn	− 0,60 × 5	=	3,00°C
0,03 % P	− 0,03 × 30	=	0,90°C
0,04 % S	− 0,04 × 25	=	1,00°C
1,55 % Cr	− 1,55 × 1,5	=	2,32°C
0,30 % Mo	− 0,30 × 2	=	0,60°C
	Total	=	26,87°C ≅ 27°C

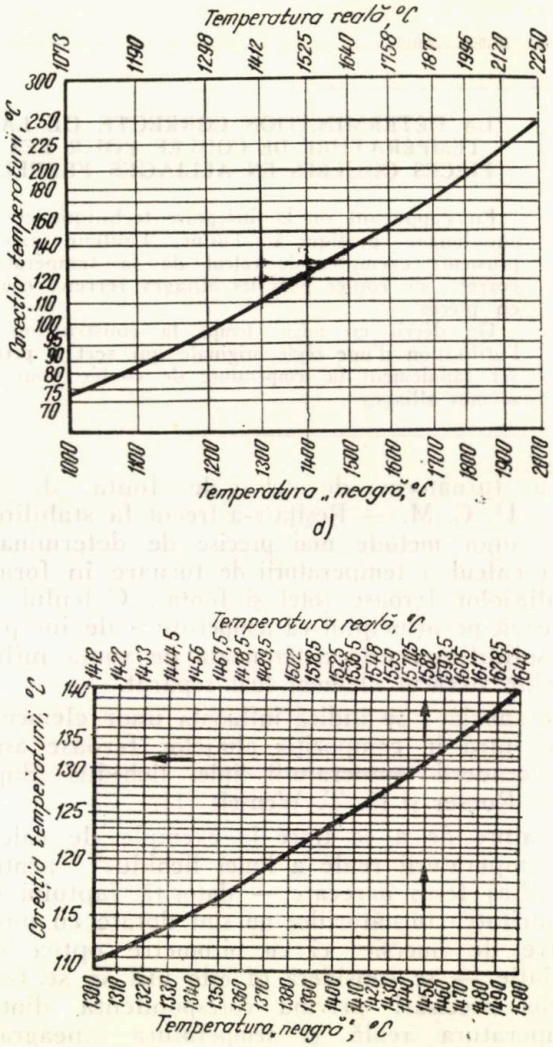


Fig. 2. Corecția de temperatură pentru oțel lichid : *a* — pentru intervalul 1 000—2 000°C (T_n) ; *b* — pentru intervalul 1 300—1 500°C (T_n) la o scară mărită.

Temperatura de solidificare a fierului pur este, după ultimele determinări, de 1 539 ± 1°C.

Temperatura reală a liniei lichidus pentru oțelul prezentat va fi mai scăzută decît temperatura de solidificare a fierului pur, și anume :

1 539—27 = 1 512°C.

Temperatura de turnare a piesei luate ca exemplu trebuie să fie mai ridicată decît temperatura liniei lichidus determinată prin calcul, pentru ca metalul lichid să aibă o fluiditate corespunzătoare în vederea umplerii complete a pereţilor formei (piesei). Din acest motiv la

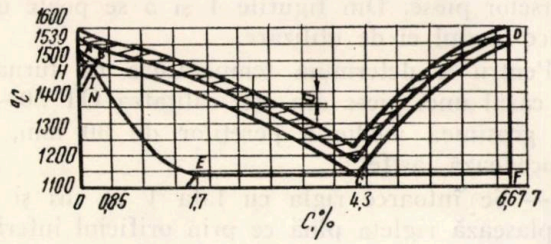


Fig. 3. Sporul de temperatură pentru asigurarea fluidităţii metalului lichid.

temperatura liniei lichidus determinată prin calcul se va aduna sporul de temperatură *a* (fig. 3) care variază în funcţie de grosimea pereţilor piesei, de la 50 la 100°C.

adăugare la temperatura liniei lichidus vor rezulta limitele optime (corecte) ale temperaturii de turnare, care vor fi :

1 512 + (80 — 100) = 1 592 — 1 612°C (temperatură reală).

Din figura 2,*b* care prezintă corelaţia dintre temperatura reală şi temperatura „neagră", se determină că pentru temperatura reală de turnare de 1 592 — 1 612°C corespunde o temperatură „neagră" de turnare de 1 460 — 1475°C.

Exemplu de calcul pentru o piesă turnată din fontă cu grosimea medie a pereţilor sub 15 mm şi următoarea compoziţie chimică (medie) :

3,27% C ; 1,85% Si ; 0,65% Mn ; 0,20% P ; 0,10% S

Pe baza datelor din tabela 1, temperatura liniei lichidus va fi mai scăzută decît temperatura de solidificare a fierului pur cu :

3,27% C	— 3,27 × 85 =	277,95°C
1,85% Si	— 1,85 × 8 =	14,80°C
0,65% Mn	— 0,65 × 5 =	3,25°C
0,20% P	— 0,20 × 30 =	6,00°C
0,10% S	— 0,10 × 25 =	2,50°C
	Total =	304,50°C

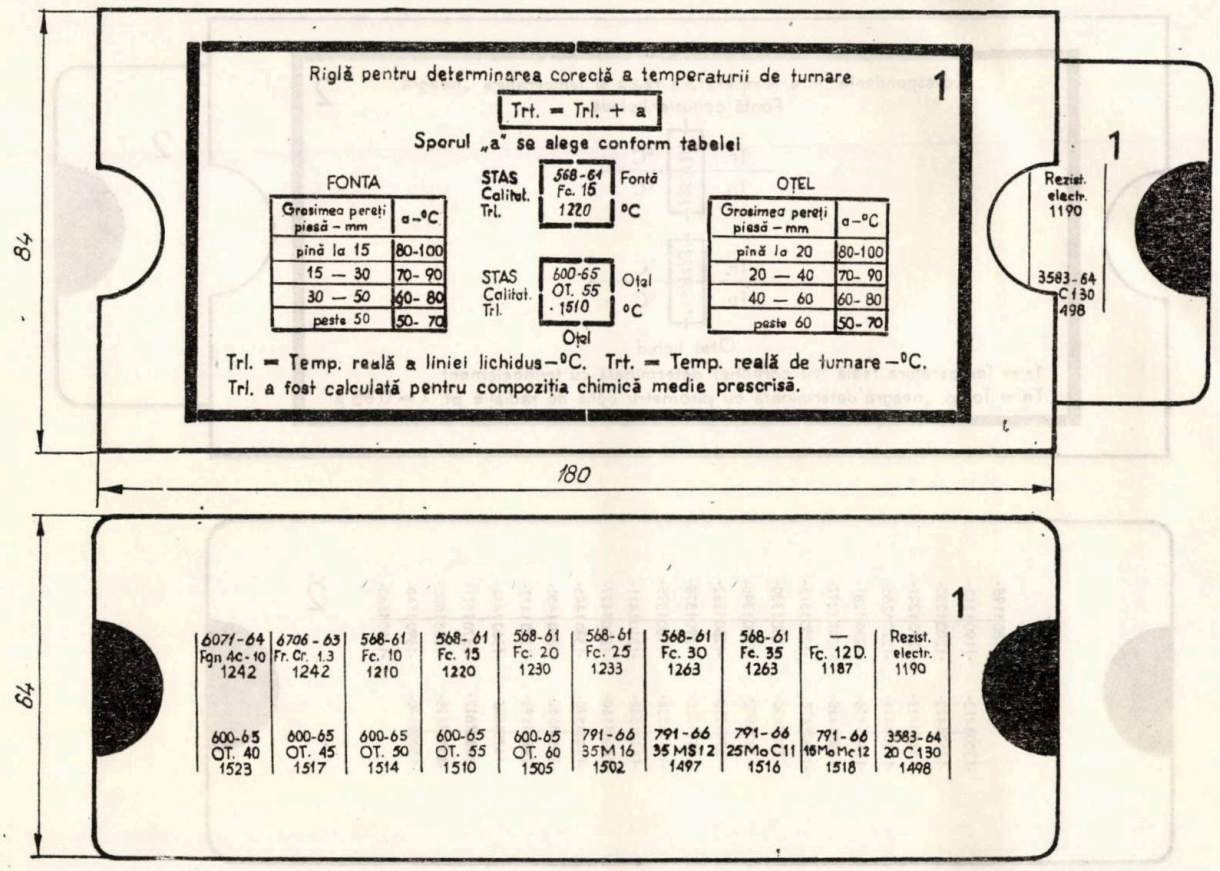


Fig. 4. Faţa 1 a riglei şi a rigletei.

În cazul dat, grosimea pereţilor fiind relativ mică, sporul pentru fluiditate *a* se va alege spre limita superioară (circa 80—100°C) şi prin

Temperatura reală (cu corecţia) a liniei lichidus pentru această fontă va fi de : 1 539 — — 304°C = 1 235°C.

Temperatura de turnare a piesei luate ca exemplu, după adăugarea sporului *a* pentru fluiditate, va fi de:

1 235 + (80 — 100) = 1 315 — 1 335°C (temperatură reală).

Din figura 1 se determină că pentru temperatura reală de turnare, de 1 315 — 1 335°C, corespunde o temperatură „neagră" de turnare de 1 250 — 1 260°C.

Alegerea sporului *a* pentru asigurarea fluidității metalului lichid se face pe baza tabelelor de pe fața 1 a riglei (fig. 4). La alegerea sporului *a* trebuie să existe o oarecare experiență deoarece trebuie să se țină seamă atît de grosimea pereților piesei de turnat, cît și de lungimea piesei (drumul pe care trebuie să-l parcurgă metalul lichid pentru umplerea formei).

Folosind metoda de calcul prezentată și datele din tabela 1, se poate calcula temperatura reală și „neagră" a liniei lichidus pentru orice aliaj feros. Pentru ușurarea muncii se recomandă întocmirea — pe bază de calcul — a unei tabele în care după compoziția chimică (medie) să se treacă temperatura reală a liniei lichidus pentru calitățile de aliaje feroase care se toarnă în mod frecvent în turnătoria respectivă.

Pentru a simplifica munca tehnologilor sau a maiștrilor din turnătorie, autorul a întocmit o riglă simplă, denumită „Riglă pentru determinarea corectă a temperaturii de turnare" care are drept scop determinarea corectă și rapidă a temperaturii de turnare pentru aliajele feroase folosite în mod frecvent la turnarea diverselor piese. Din figurile 4 și 5 se poate deduce modul ei de utilizare.

Pentru a determina temperatura de turnare în cazul unei piese din oțel calitatea OT 50—2, cu grosimea medie a pereților de 30 mm, se procedează astfel:

— Se întoarce rigla cu fața 1 în sus și se deplasează rigleta pînă ce prin orificiul inferior se poate citi pe rigletă STAS-ul, calitatea și temperatura liniei lichidus pentru oțelul în cauză.

— La temperatura reală citită prin orificiu — de 1 514°C — se adună sporul *a*, indicat în cele două tabele tot pe fața 1 a riglei și se va obține:

1 514 + (70 — 90) = 1 584 — 1 604°C (temperatură reală).

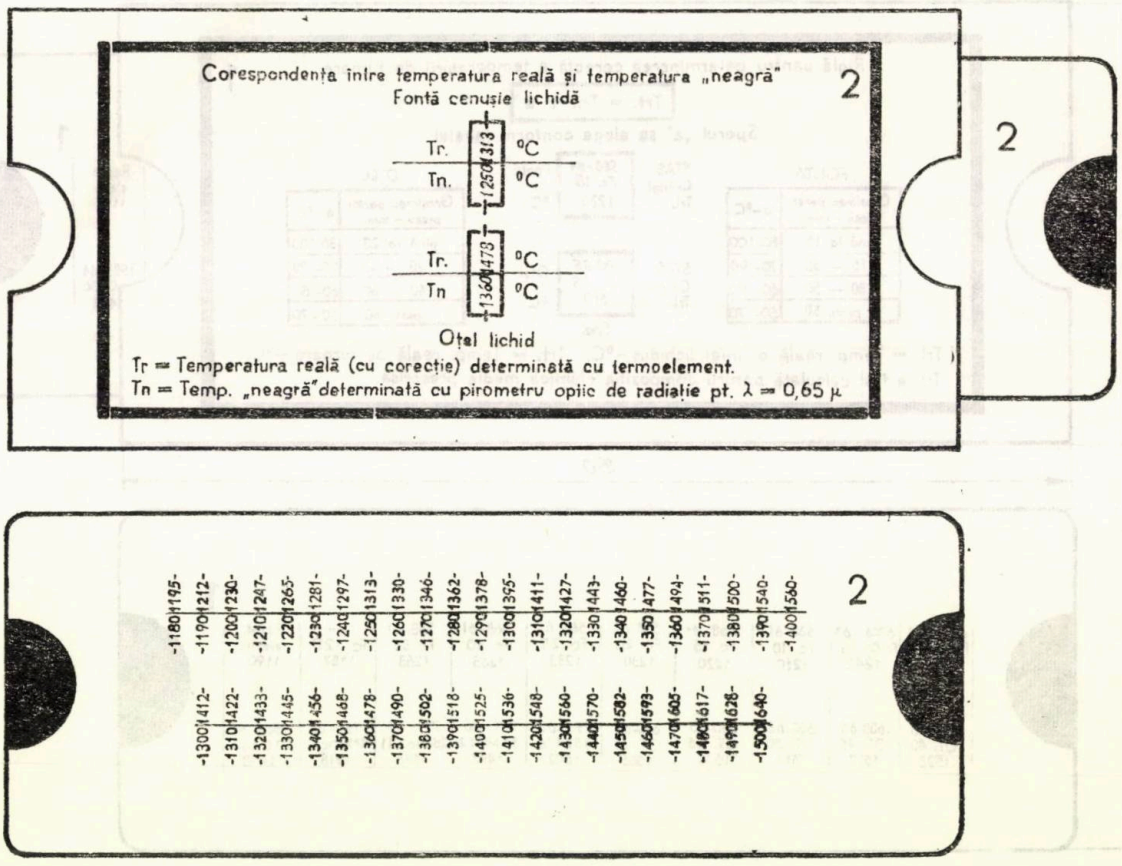


Fig. 5. Fața 2 a riglei și rigletei.

— Se întoarce rigla cu fața 2 în sus și se deplasează rigleta pînă cînd, prin orificiul inferior, se poate citi pe rigletă — în dreptul

inițialelor Tr imprimate pe fața 2 a riglei — temperatura de 1 584°C (sau o valoare cît mai apropiată). În cazul de față se observă că pentru 1 582°C temperatură reală corespunde 1 450°C temperatură „neagră". La fel se observă că pentru 1 605°C temperatură reală (în loc de 1 604°C rezultat din calcul) corespunde 1 470°C temperatură „neagră".

Rezultă că pentru piesa turnată din oțel OT 50-2 în condițiile stabilite, temperatura optimă de turnare este cuprinsă între limitele :

1584 — 1604°C temperatură reală sau
1450 — 1470°C temperatură „neagră"

La fel se procedează și pentru piese din fontă, cu deosebirea că citirile — pe ambele fețe — se fac prin orificiile superioare.

Rigla prezentată în figurile 4 și 5 a fost experimentată la U.C.M.—Reșița și este utilă atît pentru tehnologi, cît și pentru maiștrii din turnătorie, deoarece avînd dimensiuni mici (84×180 mm, grosime de circa 3 mm) se poate purta foarte comod în buzunar. Pentru folosirea riglei s-au întocmit și instrucțiuni scurte, tot format de buzunar (120×165 mm).

Față de cele prezentate în acest articol se consideră că la fiecare turnătorie există condiții de a se determina prin calcul temperatura corectă de turnare pentru aliajele feroase care se toarnă în mod frecvent și chiar de a se executa — dacă va fi cazul — rigle adaptate la condițiile concrete ale fiecărei turnătorii.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Giesserei Praxis, nr. 21, noiembrie 1962, p. 312—314.

[2] Topcrverth M. I. și Serman M. I. *Măsurări în siderurgie*. București, Editura tehnică, 1960.

Metodă radiometrică pentru determinarea uzurii produselor refractare la atacul zgurei şi al metalului lichid

Ing. TH. DUMITRESCU, fiz. VICTORIA PĂSĂRICĂ, fiz. VIORICA POPESCU
şi chim. A. BÎRHALĂ
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 666.76:620.179.152:620.178.162

MÉTHODE RADIOMÉTRIQUE POUR DÉTERMINER L'USURE DES PRODUITS RÉFRACTAIRES LORS DE L'ATTAQUE DU LAITIER ET DU MÉTAL LIQUIDE

On présente une nouvelle méthode pour déterminer la résistance des produits réfractaires à l'attaque du laitier et du métal liquide qui consiste à évaluer cette résistance en déterminant la quantité des matériaux réfractaires, marqués avec un isotope radioactif (Ca^{45}), qui passent dans l'acier dans des conditions typiques d'usure.

Les expériences ont été exécutées dans des conditions analogues à celles de l'exploitation, à l'aide d'un four rotatif, à revêtement de briques d'essai marquées avec l'isotope Ca^{45}, dans lequel on a élaboré l'acier par le procédé fonte-ferraille, dans des conditions déterminées.

RADIOMETRIC ESTIMATION METHOD FOR REFRACTORY WEAR DUE TO ATTACK BY SLAG AND MOLTEN METAL

The paper describes a new estimation method of resistance towards attack by slag and molten metal for refractory products, which consists in establishing the quantity of refractory material — containing Ca^{45} radioactive tracer — that passes into steel under standard wear conditions.

Experiments were performed under specific conditions, similar to those met in industrial practice, by means of a rotary kiln, lined with the bricks to be tested containing Ca^{45} tracer, in which steel was processed by the cast iron — scrap iron method.

Fenomenul coroziunii produselor refractare, datorat zgurei şi metalului lichid, este complex şi depinde de natura chimică a topiturii (zgură şi metal) şi a materialului refractar.

Acest proces de coroziune, care are loc prin difuziune, este determinat de viscozitatea topiturii şi de suprafaţa de contact dintre materialul refractar şi metalul lichid (suprafaţa propriu-zisă la care se adaugă suprafaţa porilor şi a crăpăturilor în care pătrunde topitura). Uzura produselor refractare creşte o dată cu temperatura, deorece viscozitatea zgurei şi a metalului lichid scade cu creşterea temperaturii : uzura este mai mică atunci cînd produsul refractar este mai compact (are mai puţini pori deschişi). Rezistenţa produselor refractare la atacul zgurei se determină în laborator prin diferite metode [1], [2], [3], [4]. Dintre acestea se menţionează metoda creuzetelor, metoda scurgerii zgurei, metoda coroziunii cu picături de zgură şi metoda torcretării.

Metoda creuzetelor constă în atacul materialului refractar, sub formă de creuzete, cu o cantitate determinată de zgură tip, în condiţii normale de lucru. După atac se secţionează creuzetele şi se măsoară grosimea erodată.

Metoda scurgerii zgurei constă în scurgerea continuă a acesteia (la temperatura de 1 450°C) peste suprafaţa unei cărămizi normale şi în examinarea, după atac, a coroziunii.

În cazul folosirii metodei coroziunii cu picături de zgură se introduce o cărămidă într-un cuptor vertical de laborator, se încălzeşte pînă la temperatura de lucru şi se lasă să cadă pe suprafaţa sa picături de zgură, cu ajutorul unui dispozitiv special. După un anumit timp se măsoară adîncimea cantităţii de zgură formată în materialul refractar.

Metoda torcretării foloseşte un cuptor cilindric vertical zidit cu materialul refractar de cercetat. După înzidire se încălzeşte materialul refractar şi se torcretează cu praf de zgură, un timp mai îndelungat (cîteva zile). Aceste încercări de laborator nu dau rezultate concludente, deoarece nu reproduc destul de bine condiţiile reale de lucru (temperatura de reacţie, cantitatea de zgură, modul de reînnoire a acesteia etc.). Pentru motivele arătate se recomandă cercetarea uzurii produselor refractare în condiţii de exploatare.

Partea experimentală. Studiul comportării produselor refractare la atacul zgurei în condiţii de exploatare nefiind totdeauna

accesibil, s-a concentrat, pentru astfel de determinări, o metodă radiometrică în fază pilot. Această metodă are avantajul că permite efectuarea determinărilor în condiţii foarte apropiate de cele din exploatare.

În esenţă aplicarea acestei metode constă în următoarele operaţii :

— se marchează cu un izotop radioactiv convenabil produsele refractare necesare experimentării ;

— se înzidesc produsele refractare marcate într-un cuptor rotativ pilot ;

— se elaborează oţel, în condiţii similare, în cuptorul rotativ căptuşit cu materialul refractar marcat ;

— se iau probe de oţel şi se separă pe cale chimică incluziunile nemetalice exogene marcate ;

— se determină pe cale radiometrică conţinutul de incluziuni nemetalice exogene marcate, care au trecut în oţel.

Pentru experimentări s-a utilizat un cuptor rotativ* (fig. 1) format dintr-un suport *1*, un tambur (cuptorul propriu-zis) *2*, un arzător mobil pentru gaz metan şi oxigen *3* şi un sistem electric de rotire a tamburului *4*. Cuptorul are o viteză de rotaţie de 0,9 ture/min.

Cuptorul propriu-zis are un diametru de 1 000 mm şi o lungime de 700 mm, în interior fiind căptuşit cu un strat de şamotă bătătorită, de 250 mm grosime, peste care se zideşte cărămidă refractară marcată.

Pentru experimentare s-au folosit cărămizi marcate, cu dimensiunile 250×110×60 mm, având curbura necesară înzidirii. La o încercare s-au folosit circa 40 cărămizi.

Cărămizile refractare s-au fabricat pe cale industrială. S-a aplicat procesul tehnologic curent, cu următoarele particularităţi : materiile prime s-au amestecat prin umezirea şamotelor cu barbotină, presarea s-a efectuat pe cale semiuscată, iar produsele s-au ars în cuptoare cameră. Cărămizile refractare s-au marcat cu Ca^{45}, sub formă de $Ca^{45}Cl_2$, folosind o activitate de 35 mCi/t de material refractar. Timpul folosit la amestecare a fost calculat conform indicaţiilor date [6], şi anume : 9 min pentru amestecarea materiilor prime şi încă 4 min pentru amestecarea masei refractare cu soluţia $Ca^{45}Cl_2$. Barbotina s-a fluidificat cu silicat de sodiu în cantitatea necesară pentru fixarea calciului radioactiv sub formă de silicat [6].

După încălzirea cuptorului timp de 1 h, s-au elaborat circa 20 kg oţel carbon, prin procedeul fontă—fier vechi. Topirea fontei a durat 1 h, iar întregul proces de elaborare a oţelului, 2 h. La elaborarea oţelului s-au folosit aceleaşi materii prime, în proporţii constante. S-a urmărit ca elaborarea oţelului să dureze 2 h, pentru ca erodarea căptuşelii să fie apreciabilă. Din oţel s-au turnat epruvete cilindrice cu înălţimea de 200 mm şi diametrul de 20 mm, într-o cochilă specială.

Separarea incluziunilor nemetalice din epruvetele de oţel s-a efectuat cu ajutorul metodei Dickenson — modificată de Lucasievici-Duvanova [5], iar determinarea cantitativă, pe cale radiometrică, după metoda pusă la punct în cadrul laboratorului de izotopi radioactivi de la I.C.E.M. [7], [8], [9].

Metoda radiometrică pentru determinarea uzurii produselor refractare la atacul zgurei şi al metalului lichid s-a experimentat în cadrul studiului influenţei capacităţii produselor refractare de şamotă asupra rezistenţei la uzură.

După cum se ştie, stabilitatea produselor refractare faţă de zgură depinde de o serie de factori ca : natura produsului refractar, granulaţia materiilor prime, conţinutul de şamotă,

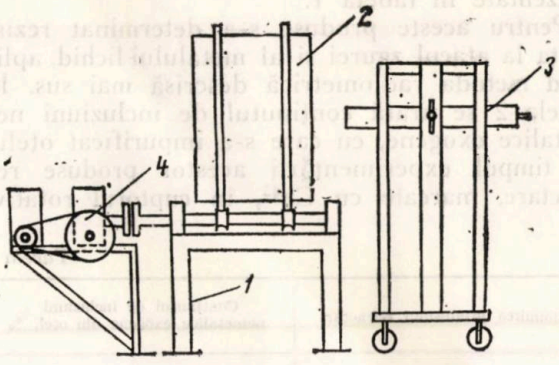


Fig. 1. Cuptorul rotativ experimental :
1 — suport ; *2* — cuptorul propriu-zis ; *3* — arzător mobil ; *4* — sistem electric de rotire a tamburului.

metoda de amestecare, metoda de fasonare, temperatura de ardere, refractaritatea, porozitatea, mărimea porilor deschişi etc.

Aceşti factori fiind prea numeroşi, pentru studiu s-au variat numai o parte dintre ei şi anume aceia care duc la schimbarea porozităţii aparente (conţinutul de şamotă, granulaţia şi temperatura de ardere). Pentru a cerceta şi influenţa materiilor prime s-au folosit produse din şamotă aluminoasă, cu argilă Anina şi şamotă Suncuiuş, cu argilă Suncuiuş. Din fiecare sort de materii prime s-au fabricat produse conform reţetelor nr. 1 şi 2.

Reţeta nr. 1

— şamotă 80% cu granulaţie continuă	60%	0,5—3	mm
	5%	0,5—0,008	mm
	35%	sub 0,008	mm
— argilă liant sub formă de barbotină	5%		
— argilă liant	15%		

Reţeta nr. 2

— şamotă 70% cu granulaţia	57%	1—3	mm
	43%	sub 0,008	mm
— argilă liant sub formă de barbotină	5%		
— argilă liant	25%		

* Cuptorul a fost proiectat de ing. M. Negulici, iar la tema de proiectare au colaborat ing. A. Szabo şi ing. I. Veiser.

Tabela 1

Caracteristica	Sortul							
	A_1t	A_1T	A_2t	A_2T	S_1t	S_1T	S_2t	S_2T
Refractaritate, IP	175	175	175	175	171—173	171—173	171—173	171—173
Porozitate aparentă, %	23,4	21,72	20,02	14,56	17,70	16,11	12,32	11,70
SiO_2	48,75	48,75	48,75	48,75	59,93	59,93	59,92	58,92
Al_2O_3	41,30	41,30	42,12	42,12	30,94	30,94	32,59	32,59
Fe_2O_3	2,79	2,79	2,66	2,66	3,67	3,67	3,59	3,59

A_1t – produse refractare din argilă Anina, fabricate după rețeta nr. 1 și arse în partea de jos a cuptorului.
S_2T – produse refractare din argilă Suncuiuș, fabricate după rețeta nr. 2 și arse în partea de sus a cuptorului.

Cele două calități de produse de fiecare sort de materii prime au fost arse în cuptor, unele în partea de sus (*T*) iar altele în partea de jos (*t*), așa încît în final au rezultat opt sorturi de produse, ale căror caracteristici sînt prezentate în tabela 1.

Pentru aceste produse s-a determinat rezistența la atacul zgurei și al metalului lichid, aplicînd metoda radiometrică descrisă mai sus. În tabela 2 se arată conținutul de incluziuni nemetalice exogene, cu care s-a impurificat oțelul în timpul experimentării acestor produse refractare, marcate cu Ca^{45}, în cuptorul rotativ.

Tabela 2

Denumirea produsului refractar	Conținutul de incluziuni nemetalice exogene din oțel, %
$A_1\,t$	0,347
$A_1\,T$	0,190
$A_2\,t$	0,336
$A_2\,T$	0,163
$S_1\,t$	0,235
$S_1\,T$	0,102
$S_2\,t$	0,069
$S_2\,T$	0,045

Examinînd datele din tabelele 1 și 2 se constată că, cu cît porozitatea aparentă scade, cu atît mai mare este rezistența produselor refractare la atacul zgurei și al metalului lichid. Prin urmare, compactitatea produselor refractare are un rol preponderent în ceea ce privește rezistența la atacul zgurei și al metalului lichid.

Metoda radiometrică aplicată oferă posibilitatea de a determina rezistența produselor refractare la atacul zgurei și al metalului lichid, cu condiția de a se stabili o scară convențională între conținutul de incluziuni nemetalice din oțel și rezistența produselor refractare la atacul zgurei și al metalului lichid. Pentru verificarea exactității acestei metode se recomandă determinarea radiometrică a conținutului de material refractar care trece în zgură, folosind aceeași curbă etalon.

Concluzii

Pentru determinarea rezistenței produselor refractare la atacul zgurei și al metalului lichid, se poate aplica metoda radiometrică, bazată pe marcarea produselor refractare cu Ca^{45}.

Metoda prezentată are calitatea că permite determinarea cantitativă a uzurii produselor refractare, în condiții asemănătoare cu cele din exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Budnikov P. P., Berejnoi A. S., Bulavin A., Cucolev C. V., Ponomalov I. I. și Smelianski I. S. *Tehnologia produselor ceramice*. Editura tehnică, București, 1951.

[2] Budnikov P. P., Berejnoi A. S., Bulavin A. I., Grissik B. M., Kukalev G. V. și Poluvoiarinov D. N. *Tehnologhia keramiki i ogneuporov*. Moscova, Gosudarstvannoe izdatelistva literaturî po stroitelnîm, materialam, 1955.

[3] Searle A. B. *Refractar Materials*. Their Manufacture and Uses. Londra, Charles Griffin, 1953.

[4] Norton F. C. *Refractaries*. New-York, Mc. Grawhill, Book Company, 1949.

[5] Vinograd M. I. *Incluziuni nemetalice în oțelul de rulmenți*. Moscova, Metallurghizdat, 1954.

[6] Dumitrescu T., Catană V., Dumitrescu R. și Popescu Viorica. *Determinarea timpului optim de omogenizare a materiilor prime refractare în amestecătorul Eirich prin metoda radiometrică și autoradiografică*. Metalurgia, nr. 12, 1965, p. 649—652.

[7] Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Dumitrescu R., Popescu Viorica și Bîrhală A. *Determinarea cantitativă a incluziunilor nemetalice exogene din oțeluri cu ajutorul izotopului radioactiv Ca^{45}*. Metalurgia, nr. 7, 1965, p. 335—358.

[8] Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Dumitrescu R., Popescu Viorica și Bîrhală A. *Cercetarea radiometrică a impurificării oțelului cu incluziuni nemetalice exogene, provenite din diferite căptușeli refractare ale utilajelor de turnare*. Metalurgia, nr. 2, 1967, p. 23—27.

[9] Dumitrescu Th. și Dumitrescu R. *Metodă de marcare a produselor refractare de șamotă cu Ca^{45}, pentru evitarea migrării la suprafață în timpul uscării*. Metalurgia, nr. 7, 1968, p. 382—386.

Surse de erori în aprecierea calităţii cocsului metalurgic

Ing. E. FALK, chim. RAŞELA HIRSCH şi ing. GH. PAVEL
Institutul de cercetări metalurgice — Combinatul siderurgic–Hunedoara

CZ 662.741.3

SOURCES D'ERREURS LORS DE L'APPRÉCIATION DE LA QUALITÉ DU COKE MÉTALLURGIQUE

On examine dans l'article la méthode Micum pour la détermination de la résistance du coke. En tenant compte de plusieurs épreuves de coke et de leurs fractions granulométriques, on conclut que la résistance des fractions + 60 mm et 20—40 mm est toujours moindre que celle des fractions 40—60 mm. La variation entre de larges limites de la granulation du coke suggère l'idée que par la méthode Micum, selon laquelle le choix du coke pour l'épreuve se fait en secouant une fourche dont les dents sont à 50 mm l'une de l'autre, on détermine en fait la qualité de 30—60% du coke chargé dans les hauts fourneaux (les fractions 20—40 mm et 40—60 mm échappent au contrôle). La méthode permet de caractériser avec le même indice (M_{40}) les epréuves qui contiennent de différentes proportions de cette fraction. Sur la base des calculs de corrélation on recommande une relation pour le calcul de la résistance M_{40} réelle, ou l'on tient compte de la résistance M_{40} déterminée sur la fraction + 60 mm et de la granulation du coke.

On conseille l'emploi de la méthode Irsid de détermination de la résistance du coke, surtout parce que les fractions chargées couramment dans le haut fourneau sont aussi dans l'épreuve. Il ressort de l'article que le triage et la consommation du coke selon des fractions granulométriques étroites sont nécessaires, ainsi que l'augmentation, sans des additions améliorantes dans la charge et avec une perte minimum de coke, de la résistance mécanique de celui-ci.

SOURCES OF ERROR IN METALLURGICAL COKE QUALITY ESTIMATION

The paper analyses Micum method for coke resistance estimation. Based on a large number of resistance tests, performed on coke samples with different origins and on different granulometric fractions of the same, conclusion is drawn that resistance of +60 mm and 20—40 mm fractions is always lower than that of 40—60 mm fractions. Variation within broad limits of coke granulation suggest the idea that by Micum method — which imposes to draw coke samples by shaking a fork with 50 mm distance between teeth — one estimates the quality of only 30—60% from the coke to be charged into the blast furnace, 20—40 mm and 40—60 mm fractions escaping control. The method allows to label with the same index M_{40} samples having different ratios of one fraction. Based on correlation recknings, a relationship is suggested, which enables to estimate real M_{40} resistance value by means of M_{40} resistance determined on the + 60 mm fraction and coke granulation.

The paper emphasizes necessity of screening and of coke utilization in narrow granulometric fractions, as well as possibility of increasing mechanical resistance of coke, without ameliorating additions in the charge and with minimal coke losses.

Pentru producerea fontei se consumă, în condiţiile existente în România, circa 720 kg cocs pe tona de fontă. Aceasta înseamnă că circa 50% din volumul util al furnalelor este ocupat de cocs şi că circa 38% din preţul de cost al fontei este reprezentat de costul cocsului metalurgic consumat. Aceste cifre sînt cunoscute şi arată importanţa pe care o are consumul de cocs pentru economicitatea producţiei de fontă.

În ultimele decenii, în România au fost depuse eforturi considerabile pentru reducerea consumului de cocs la furnale, obţinîndu-se în acest sens rezultate remarcabile [1]. Reducerea în continuare a consumului specific de cocs este mai dificilă, fiind legată, printre altele, de înţelegerea profundă a noţiunii de calitate a cocsului, de corelaţia dintre aceasta şi celelalte componente ale şarjei furnalului, precum şi de modificarea unor parametri de funcţionare ai acestuia.

Lucrarea de faţă îşi propune să contribuie printr-o analiză statistică, efectuată în legătură cu variaţia granulaţiei şi a rezistenţei cocsului de diferite proveniențe, precum şi a rezistenţei

diferitelor fracţii granulometrice, la elucidarea unor surse de erori în aprecierea rezistenţei cocsului — parametru corelat cu funcţionarea furnalelor şi cu consumul specific de cocs.

Granulaţia cocsului se determină pe ciururi cu ochiurile rotunde [2], iar rezistenţa, prin metoda Micum (Mission Interalliée de contrôle des usines et des mines), elaborată după primul război mondial. Proba constă în principiu în determinarea cantităţii de cocs aleasă din lotul supus încercării (granulaţia peste 50 mm), care îşi păstrează după 100 de rotaţii într-o tobă standard dimensiunea bucăţilor peste 40 mm. Metoda a fost supusă, în special în ultima vreme, la numeroase critici [3] — [6], care se referă în special la faptul că determinarea nu acoperă fracţii granulometrice care se încarcă în mod curent în furnale (25—40 mm, 40—60 mm).

Această problemă se pune în mod deosebit de acut pentru furnalele care lucrează cu fracţii granulometrice strînse şi lămureşte, după părerea autorilor, unele nepotriviri dintre rezistenţa „aparentă" a cocsului de granulaţie eterogenă şi variabilă şi funcţionarea furnalelor. Ea prezintă un interes deosebit pentru aprecierea calităţii cocsurilor fabricate prin tehnologia ştampării, a căror granulaţie este eterogenă, bucăţile mari fiind de obicei fisurate.

Dat fiind cele de mai sus s-a urmărit, pe baza unui număr mare de determinări efectuate pe cocs metalurgic de diferite calităţi şi provenienţe, variaţia compoziţiei granulometrice, rezistenţa mecanică a diferitelor fracţii granulometrice din cocsul metalurgic, precum şi posibilitatea utilizării unor alte metode de determinare a rezistenţei cocsului. Rezultatele determinărilor au fost prelucrate, în vederea generalizării lor, prin metode statistice matematice.

Compoziţia granulometrică a cocsului de diferite provenienţe. Rezultatele determinărilor de granulaţie (medii şi abateri medii pătratice), efectuate la diferite intervale de timp, sînt date în tabela 1.

mai mici, în cazul cocsului C.S.H., se datoresc sortării pe ciurul cu role, cocsul expediat la furnale conţinînd multe bucăţi de granulaţie mare dar încă fisurate, care se sparg în parte pînă la încărcarea în furnal.

Din tabela 1 reiese că prin aplicarea metodei Micum de determinare a rezistenţei cocsului (sortarea probei cu furci cu distanţa dintre dinţi de 50 mm), se determină de fapt calitatea a numai 30—60% din cocsul metalurgic şi, în consecinţă, variaţiile de granulaţie nu se reflectă în valoarea rezistenţei. Determinarea rezistenţei, pe o fracţie aleasă indiferent de ponderea ei în lotul de cocs livrat, introduce o eroare în aprecierea rezistenţei cocsului, eroare care este cu atît mai mare, cu cît diferenţa dintre rezistenţa mecanică a diferitelor fracţii este mai mare. Practic se determină o rezistenţă „aparentă" a cocsului, a cărei diferenţă faţă de valoarea reală este determinată în cele ce urmează.

Rezistenţa mecanică a fracţiilor granulometrice conţinute în cocsul metalurgic. Dintre cocsurile de diferite provenienţe s-au colectat probe suficient de mari pentru a permite separarea, prin ciuruire, a cantităţilor necesare de fracţii granulometrice. S-au determinat apoi rezistenţele Micum şi Irsid ale fracţiilor provenite din aceeaşi probă de cocs. Pentru fiecare calitate de cocs s-au efectuat cel puţin zece serii de astfel de probe, mediile şi abaterile medii pătratice ale rezultatelor fiind date în tabela 2.

Fracţia 40—60 mm a fost încărcată integral în tobă, iar pentru fracţia 20—40 mm nu au putut fi efectuate determinări după metoda Micum. Din tabelă rezultă că, de regulă, fracţia 40—60 mm are rezistenţa M_{40} mai mare şi roaderea M_{10} mai mică decît fracţia + 60 mm (fig. 1). Diferenţa este mai mare în cazul cocsului cu o rezistenţă mecanică mai mică şi care a fost fabricat prin tehnologia ştampării.

Tabela 1

Provenienţa cocsului	Fracţii granulometrice, %				Observaţii
	+60 mm	40−60 mm	20−40 mm	0−20 mm	
Cocserie C.S.R.	29,68±7,9	40,60±5,8	19,3±3,4	10,4 (−)	Cocs nesortat
Cocserie C.S.H.	60,0±5,3	31,9±1,4	4,2±1,1	3,9 (−)	Sortat
R.S.C.S. — Svelna	30,9±8,4	47,6±12,0	14,3±2,8	7,2 (−)	Stabilizat prin transport
U.R.S.S.	37,3±6,7	40,7±6,7	13,7±3,0	8,3 (−)	Stabilizat prin transport

Ele arată că în toate cazurile există variaţii ale compoziţiei granulometrice care depăşesc, de regulă, pentru fracţiile 40—60 şi +60 mm, 20% din valoarea mediei determinărilor. Variaţiile

Fenomenul este cunoscut şi explicat printr-o stabilizare, ca urmare a spargerii bucăţilor mari cu fisuri şi tensiuni interne în bucăţi mici, mai rezistente. Efectul de stabilizare a mărunţi-

Tabela 2

Proveniența cocsului	Fracția, mm											
	60–80				40–60				20–40			
	M_{40}	20–40	10–20	M_{10}	M_{40}	20–40	10–20	M_{10}	M_{40}	20–40	10–20	M_{10}
Cocs C.S.R.	71,1±1,9	19,6	2,0	7,3±1,5	74,1±1,7	17,5	2,1	6,3±1,5	—	—	—	—
Cocs C.S.H.	71,1±1,34	18,4	1,8	8,7±0,9	74,4±1,2	16,7	1,8	7,1±1,2	—	—	—	—
Cocs R.S.C.S. Victoria I și II	75,8±1,7	15,1	1,8	7,3±11	78,3±1,2	13,3	1,8	6,6±1,2	—	—	—	—
Cocs R.S.C.S. Svelna	76,7±2,06	15,6	1,7	6,0±1,85	79,1±1,12	15,3	1,9	3,7±1,17	—	—	—	—
Cocs U.R.S.S.	78,9±3,75	14,4	1,7	5,1±1,8	81,1±2,2	12,6	1,8	3,8±1,4	—	—	—	—

rii cocsului rezultă și din micșorarea abaterii medii pătratice a rezistenței M_{40} a cocsului 40—60 mm, în comparație cu cocsul +60 mm. Din tabela 1 reiese, de asemenea, fisurabilitatea (M_{20-40}) mai mare a cocsului fabricat prin tehnologia ștampării, în comparație cu cea a cocsurilor fabricate prin încărcare în vrac.

Calculele arată o corelație strînsă, de +0,92 pentru rezistența M_{40} și de +0,59 pentru rezistența M_{10} a fracțiilor granulometrice + 60 mm și 40—60 mm din cocsul cercetat. Ecuațiile de regresie pentru rezistența M_{40} și M_{10} sînt:

$$b = 0{,}83\ a + 15{,}22 \qquad (1)$$

$$b = 0{,}54\ a + 1{,}91 \qquad (2)$$

în care a reprezintă rezistența M_{40} și, respectiv, M_{10} a fracției +60 mm (pentru care se determină de fapt rezistența Micum), iar b — rezistența M_{40} și, respectiv, M_{10} a fracției 40—60 mm din cocs. Dreptele de regresie sînt prezentate în figurile 2 și 3.

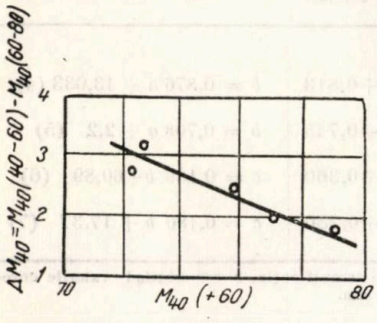


Fig. 1. Variația diferenței de rezistență M_{40} între fracțiile 40—60 și +60 mm, în funcție de rezistența M_{40}

Dreptele se apropie, pentru cocsurile cu rezistența fracției +60 mm, de dreapta cu panta 1. Relațiile stabilite permit calcularea rezistenței fracției 40—60 mm, care de fapt scapă controlului Micum, din rezistența fracției +60 mm controlată curent. Pe baza lor și a compoziției granulometrice a cocsului, rezistența poate fi calculată cu ajutorul relației:

$$M_{40} = a\left(\frac{100 - G}{100}\right) + \frac{G}{100}(0{,}83\,a + 15{,}22) \qquad (3)$$

în care a reprezintă valoarea lui M_{40}, determinată prin metoda Micum pentru fracția +60 mm iar G — conținutul în procente de fracție 40—60 mm în cocsul metalurgic, rezistența reală a cocsului metalurgic. Este evident că diferența dintre valoarea reală a rezistenței și cea aparentă determinată prin metoda Micum, crește

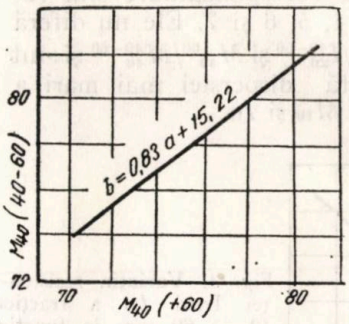


Fig. 2. Variația rezistenței fracției 40—60 din cocs în funcție de rezistența fracției + 60 mm.

cînd cocsul conține cantități mai mari din fracția 40—60 mm. Neevidențierea acestei diferențe explică unele variații ale parametrilor de funcționare a furnalului, în condițiile unor rezistențe aparent neschimbate ale cocsului.

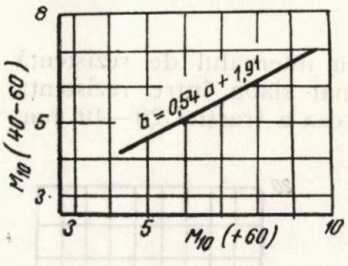


Fig. 3. Variația rezistenței M_{40} a fracției 40 — 60 mm din cocs, în funcție de rezistența fracției + 60 mm.

Determinarea rezistenței mecanice a fracțiilor granulometrice din cocs, prin metoda Irsid. Concluziile reieșite în urma determinărilor Micum au fost verificate prin determinări Irsid efectuate pe aceleași probe de cocs. Metoda Irsid diferă de metoda Micum prin prescripțiile privind granulația probei (+20 mm) și cele referitoare la numărul de rotații ale tobei (500). Se folosește aceeași tobă, rotită cu viteză identică. Un prim avantaj al metodei constă în includerea în proba de rezistență a cocsului 40—60 mm și 20—40 mm, care oricum se încarcă în furnal în

diferite proporţii. Mediile rezultatelor, precum şi abaterile medii pătratice, sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Provenienţa cocsului	Fracţia, mm								
	60–80			40–60		20–40			
	I_{20}	20–10	I_{10}	I_{20}	20–10	I_{10}	I_{20}	20–10	I_{10}
Cocs C.S.R.	75,9±1,9	2,7	21,4±2,2	78,9±2,1	2,6	18,5±1,8	75,4±1,8	3,2	21,4±1,52
Cocs C.S.H.	77,7±2,2	2,5	19,8±7,3	80,4±1,8	2,7	16,9±1,8	77,1±1,8	2,4	20,4±1,9
Cocs R.S.C.S. Victoria	79,4±1,2	2,8	17,8±1,3	82,2±1,3	2,5	15,3±1,9	75,9±1,4	3,3	20,8±0,6
Cocs R.S.C.S. Svelna	82,5±2,3	2,3	15,2±1,94	86,0±1,83	1,8	12,2±1,5	77,7±1,86	3,6	18,7±1,64
Cocs U.R.S.S.	81,1±4,3	2,0	16,1±3,0	85,4±2,6	1,7	12,9±2,4	76,8±1,5	2,9	20,3±2,3

Pe baza datelor din tabelă au fost calculate valorile coeficienţilor de corelaţie şi expresiile dreptelor de regresie (tabela 4).

Dreptele de regresie corespunzătoare sînt reprezentate în figurile 4, 5, 6 şi 7. Ele nu diferă pentru corelaţiile $I^{+60}_{20}/I^{40-60}_{20}$ şi $M^{+60}_{40}/M^{40-60}_{40}$ şi sînt puţin diferite, datorită dispersiei mai mari a datelor, pentru indicii M_{10} şi I_{10}.

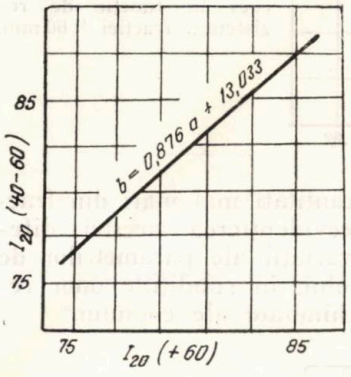


Fig. 4. Variaţia rezistenţei Irsid I_{20} a fracţiei 40 — 60 mm în funcţie de rezistenţa fracţiei + 60 mm.

Datele indică pentru intervalul de rezistenţă cercetat o corelaţie mai slabă între rezistenţa fracţiei 40—60 mm şi cea a fracţiei 20—40 mm.

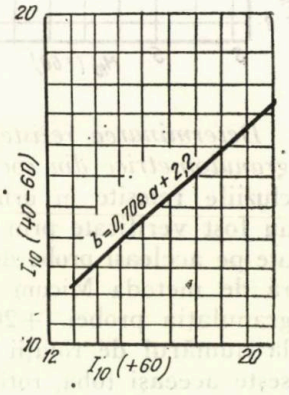


Fig. 5. Variaţia rezistenţei Irsid I_{10} a fracţiei 40 — 60 mm, în funcţie de rezistenţa fracţiei + 60 mm.

Determinările efectuate prin metoda Irsid confirmă determinările Micum pentru probe efectuate pe fracţii granulometrice strînse. Este de aşteptat ca introducerea metodei Irsid în exploatare să lărgească indicaţiile metodei de determinare a rezistenţei cocsului, în special datorită posibilităţilor determinării directe a rezistenţei reale a cocsului de schip. Nu ar mai

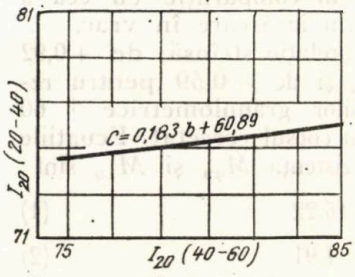


Fig. 6. Variaţia rezistenţei Irsid I_{10} a fracţiei 20 — 40 mm, în funcţie de rezistenţa fracţiei 40 — 60 mm.

fi necesară determinarea granulaţiei pentru stabilirea rezistenţei reale, conţinutul de fracţii mari (+60) şi mici (20—40) cu rezistenţa mai slabă influenţînd, prin participarea la probă, rezultatul determinării de rezistenţă. Este discutabilă, în acest caz, utilitatea efectuării determinării de rezistenţă la cocserie, din punct de vedere al furnalelor, unde cocsul este oricum bine sortat la încărcare. În timpul transportului

Tabela 4

Perechi de valori corelate		Coeficient de corelare	Ecuaţia dreptei de regresie
+60 I_{20}	40–60 I_{20}	+0,813	$b = 0,876\ a + 13,033$ (4)
+60 I_{10}	40–60 I_{10}	+0,745	$b = 0,708\ a + 2,2$ (5)
40–60 I_{20}	40–60 I_{20}	+0,360	$c = 0,189\ b + 60,89$ (6)
40–60 I_{10}	40–60 I_{10}	+0,230	$c = 0,180\ b + 17,37$ (7)

Simbolurile a, b îşi păstrează semnificaţia, c reprezentînd valorile corespunzătoare fracţiei 20 — 40 mm.

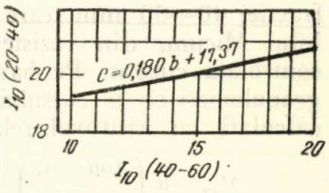


Fig. 7. Variaţia rezistenţei Irsid I_{10} a fracţiei 20 — 40 mm, în funcţie de rezistenţa fracţiei 40 — 60 mm.

şi al manipulărilor apar schimbări de calitate, consecinţă a stabilizării cocsului. Se modifică ponderea fracţiilor granulometrice, în sensul creşterii proporţiei de fracţie 40—60 mm. Ciuruirea de la schip nu separă în nici un caz fracţiile mari şi, într-o măsură mai mică, pe cele mici. Cocsul încărcat în furnale este eterogen, din punct de vedere granulometric şi al rezistenţei ; în această situaţie metoda Irsid este evident mai avantajoasă pentru caracterizarea completă a rezistenţei cocsului.

★

Cele prezentate în acest articol arată că problema determinării unuia din parametrii consideraţi astăzi hotărîtori pentru mersul furnalului nu este de fapt complet elucidată. Este evident că această lipsă de precizie afectează corelaţiile efectuate între valoarea rezistenţei cocsului şi parametrii de funcţionare şi consumul specific de cocs al furnalelor. Apar situaţii care nu-şi găsesc explicaţia, datorită scăpării de sub controlul calitativ al unui element esenţial — granulaţia cocsului de schip —, şi a legăturii dintre aceasta şi rezistenţa reală a cocsului.

Rezultatele prezentate permit formularea unor concluzii cu privire la modul de îmbunătăţire a controlului calităţii cocsului, precum şi al măririi rezistenţei acestuia. Apar utile lucrări pentru generalizarea determinării Irsid (care la secţia furnale a Uzinei Victoria-Călan se aplică cu rezultate bune de cîţiva ani), precum şi pentru stabilirea, în perioada de trecere, a unor indici de transformare a rezultatelor obţinute prin diferite metode de determinare.

Încărcarea cocsului sortat pe granulaţii şi mărunţirea prin stabilizare a fracţiilor mari şi mai slabe constituie cîteva metode prin care poate fi ridicată rezistenţa cocsului de schip. Este de aşteptat ca mărunţirea inevitabilă să fie compensată de reducerea consumului de cocs — direct legat de rezistenţa mecanică a acestuia.

★

Autorii mulţumesc, pe această cale, colectivelor de la cocseriile C.S.R., U.V.C., C.S.H., precum şi tov. Pilly M., pentru sprijinul acordat la realizarea numărului mare de determinări necesare pentru obţinerea datelor care au fost prelucrate în materialul de faţă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Avram C. şi Ţocu P. *Realizări din ultimii ani pe plan mondial, în domeniul reducerii consumului specific de cocs la furnal.* Metalurgia, nr. 11, 1965, p. 608.

[2] Ţocu P. *Realizări pe plan mondial în aplicarea metodelor de tehnică nouă la furnale.* Metalurgia, nr. 7, 1967, p. 407—411.

[3] STAS 3258-64. *Cocs pentru furnale.*

[4] Ivanov E. D. *Aprecierea schimbării rezistenţei mecanice a cocsului metalurgic în procesul măruntirii sale.* Koks i Himia, nr. 8, 1964, p. 12—15.

[5] Barbu I., Falk E. şi Reinhorn Gabriela. *Calitatea cocsului şi influenţa sa asupra temperaturii în furnal.* Colecţia I.D.T. Din experienţa uzinelor noastre, Bucureşti, 1967.

[6] Thibaut Gh. *Contrôle de la qualité du coke métallurgique.* Congresul : Cocsul în siderurgie. Charleroi, sept. 19—22, 1966, p. 311.

[7] Byrtus F. *Beurteilung der Qualität von Hochofenkoks.* Congresul : Cocsul în siderurgie. Charleroi 9—22 sept. 1966, p. 338.

Cîteva consideraţii privind studiul pe modele şi criteriile de similitudine în domeniul tehnicii forjării metalelor

Dr. ing. V. MOLDOVAN
Institutul politehnic – Cluj

CZ 669.018 :.621.73

QUELQUES CONSIDÉRATIONS CONCERNANT L'ÉTUDE SUR MODÈLES ET LES CRITÈRES DE SIMILITUDE DANS LE DOMAINE DE LA TECHNIQUE DU FORGEAGE DES MÉTAUX

On souligne l'importance de la recherche scientifique sur modèles dans le domaine du forgeage des métaux par l'application des critères de similitude.

On cherche à mettre au courant les investigateurs dans le domaine de la technique du forgeage avec les principes de l'application correcte de la similitude mécanique en ce qui concerne les outillages et la technologie du forgeage. Cella devient nécessaire parce que dans la pratique on constate que ces principes ne sont pas du tout appliqués ou sont appliqués d'une manière erronée.

Les problèmes traités théoriquement sont illustrés par des exemples.

L'article est aussi destiné aux ingénieurs qui travaillent dans les usines, étant donné que par l'application des lois de la similitude on peut obtenir une exploitation rationnelle des outillages en employant les technologies les plus adéquates.

Sur la base des considérations contenues dans l'article on peut construire des outillages spéciaux de laboratoire dont les paramètres sont fixés au préalable (par exemple, la vitesse de travail, la force de déformation etc.).

On trouve aussi dans l'article des recommandations sur les matériaux utilisés dans la fabrication des modèles.

CONSIDERATIONS REGARDING STUDIES ON MODELS AND SIMILITUDE CRITERIA IN THE AREA OF METAL FORGING TECHNICS

The paper emphasizes importance of scientific research on models from the metal forging field, by applying similitude criteria.

Researches in the field of forging technics are provided with information regarding necessary criteria for a correct application of mechanical similitude, as well for equipment as for forging technology. The matter is useful because it was found that in practice these criteria are either not applied at all, or, sometimes, wrongly applied.

Theoretically treated questions are illustrated by examples in both senses.

The paper is interesting to the same extent for operational engineers, as it indicates the way to attain – applying similitude rules – a reasonable management of the equipment, by utilization of most adequate technologies.

Based on provided data it is possible to design special laboratory equipment with beforehand imposed parameta (e. g. working speed, deformation power, etc.).

The paper offers also indications and recommendations as for materials used in model manufacturing.

Dezvoltarea amplă pe care a căpătat-o prelucrarea prin deformare plastică a metalelor în România a adus după sine necesitatea rezolvării unor probleme specifice.

Astfel, legat de construirea în ţară a unor utilaje pentru deformare plastică a apărut, pe lîngă problemele de proiectare şi construire, şi problema controlului parametrilor cinematici şi dinamici de bază ai acestora, ca : forţa şi lucrul mecanic de deformare, viteza de lucru a berbecului maşinii, cursa acestuia, acceleraţia sa etc. Tot în legătură cu aceste utilaje se ridică probleme vizînd rigiditatea lor, mecanizarea şi automatizarea comenzilor sau chiar a întregului ciclu tehnologic care se realizează pe ele etc.

Studierea acestor parametri se poate face în condiţii optime pe prototip, dar această soluţie nu este întotdeauna cea mai economică, mai ales la utilajele mari. Apare ca fiind mult mai raţională studierea anticipată a performanţelor unui utilaj creînd modelul acestuia la o scară acceptabilă şi cu cheltuieli reduse. Evident că încercarea acestor modele necesită standuri de încercare care, de asemenea, au construcţii relativ simple şi sînt mult mai ieftine decît standurile de încercare a prototipurilor.

O altă grupă de probleme vizează aspectul tehnologic în vederea optimizării sale. În acest caz se studiază comportamentul materialelor care se deformează plastic, prin determinarea unor parametri ca : rezistenţa la deformare, viteza de deformare, grade de deformare, coroiaj, temperaturi optime de forjare etc. Cunoaşterea acestor parametri trebuie să premeargă, pe cît posibil, realizării procesului tehnologic propriu-zis şi, în acest caz, se impune studierea lor în fază de laborator, pe modelele pieselor reale, reduse la scară. Legat de aceasta apare problema utilajelor de laborator

necesare studiului parametrilor arătați mai sus. Se știe că în general utilajele pentru deformare plastică au dimensiuni mari, punînd în joc, în consecință, și energii apreciabile, ceea ce face ca utilizarea lor directă ca utilaje de laborator să fie uneori imposibilă. Este necesar ca, în asemenea cazuri, să se construiască utilaje de laborator cu parametri adecvați, reduși.

Din cele prezentate reiese că o modalitate de rezolvare a problemelor complexe care apar în legătură cu prelucrarea prin deformare plastică a metalelor este aceea a utilizării modelelor prin aplicarea teoriei similitudinii. Legile similitudinii urmează a fi aplicate deci în vederea fie a cunoașterii și utilizării raționale a performanțelor utilajelor de deformare plastică (în special cînd este vorba de mașini noi), fie în vederea precizării unei tehnologii care urmează să se realizeze pe aceste utilaje.

În cele ce urmează se vor analiza cîteva aspecte legate de aplicarea teoriei similitudinii în tehnica forjării metalelor.

Aplicarea legilor similitudinii în cazul construirii de noi utilaje de forjat

În asemenea situații se procedează de regulă la executarea unui model fie al mașinii întregi, fie al organelor sale mai importante și mai solicitate. Executarea modelului se face prin aplicarea legilor de similitudine corespunzătoare atît în privința geometriei, cît și a încărcării și funcționării mașinii. Astfel, dacă utilajul proiectat este pur mecanic (de ex. prese mecanice), se face uz de legea modelului a lui Cauchy. Această lege (rezultată din legea generală a similitudinii a lui Newton) arată că, în acele construcții de mașini în care nu sînt prezente fenomenele de scurgere a fluidelor și de propagare a căldurii, forțele sau momentele care acționează fie pe mașina reală, fie pe model, static sau dinamic, produc în piesele solicitate deformații care trebuie să se găsească în domeniul elastic, precum și aceleași eforturi unitare.

În alte cazuri, la utilajele la care un rol pregnant îl au fenomenele de scurgere a fluidelor sau de propagare a căldurii, se utilizează și alte legi de similitudine, respectiv legile lui Froude, Reynolds, Fourier sau Péclet [2]. În cazurile în care se fac studii pe model, referitoare la eforturile unitare din mașinile de forjat, folosind metoda fotoelasticității, se aplică legi și formule specifice [10].

În studiul pe modele al mașinilor de forjat poate fi luată în considerare și modelarea electrică, de altfel destul de puțin aplicată pînă în prezent în acest domeniu.

Avînd în vedere faptul că, în afara preselor mecanice a căror construcție este integral mecanică, la construirea utilajelor de forjă partea mecanică are o pondere mare, în cele ce urmează se va insista în mod deosebit asupra criteriului de similitudine specific, și anume, legea lui Cauchy.

Astfel, notînd cu indicele m tot ceea ce se referă la model, cu r ceea ce se referă la mașina reală și cu c scara de transformare (coeficient de similitudine), pentru fiecare parametru se pot stabili următoarele:

scara lungimilor $c_l = \frac{l_m}{l_r}$ (cu l se notează lungimile care se iau în considerare); scara eforturilor unitare $c_\sigma = \frac{\sigma_m}{\sigma_r}$.

Această scară este importantă, căci atunci cînd $c_\sigma = 1$ se verifică legea lui Cauchy arătată. Rezultă că $c_\sigma = 1$ cînd:

$$c_\sigma = \frac{\sigma_m}{\sigma_r} = \frac{\varepsilon_m \cdot E_m}{\varepsilon_r \cdot E_r} = 1$$

deci este necesar ca $E_m = E_r$, adică modelul și mașina reală să fie executată din același material (cu același modul de elasticitate E).

În mod asemănător se mai stabilesc, în funcție de scara lungimilor, următoarele:

scara forțelor $c_F = \frac{F_m}{F_r} = c_l^2$;

scara timpului $c_t = \frac{t_m}{t_r} = c_l$;

scara masei $c_m = \frac{m_m}{m_r} = c_l^3$;

scara vitezei $c_v = \frac{v_m}{v_r} = 1$;

scara accelerației $c_a = \frac{a_m}{a_r} = c_l^{-1}$;

scara vitezei unghiulare $c_\omega = \frac{\omega_m}{\omega_r} = c_l^{-1}$;

scara momentului $c_M = \frac{M_m}{M_r} = c_l^3$;

scara lucrului mecanic (energiei) $c_L = \frac{L_m}{L_r} = c_l^3$;

scara puterii $c_P = \frac{P_m}{P_r} = c_l$.

Aceste scări se deduc relativ simplu. De exemplu, scara forțelor:

$$c_F = \frac{F_m}{F_r} = \frac{A_m \sigma_m}{A_r \sigma_r} = \frac{A_m}{A_r} = c_l^2$$

deoarece $\sigma_m = \sigma_r$ unde cu A s-a notat aria secțiunii.

Pe principiul arătat se pot calcula și alte scări pentru alte mărimi care pot apărea ca necesare în cazul utilajelor de forjat.

Cu ajutorul acestor scări se pot stabili parametrii principali necesari la construirea modelului unui utilaj sau unui organ al acestuia. Astfel, de exemplu, se pune problema calculării parametrilor principali ai modelului unui ciocan cu cădere liberă, cu următoarele date:

Energia de lovire $E_r = 5\,000$ kgm;
Înălțimea de cădere $H_r = 1\,300$ mm;
Greutatea berbecului $G_r = 3\,900$ kgf;

Modelul va fi redus la scara $c_l = \frac{1}{5}$ și va avea următorii parametri:

Energia de lovire $E_m = E_r \cdot c_l^3 = 5\,000 \times \times \left(\frac{1}{5}\right)^3 = 40$ kgfm;

Înălțimea de cădere se calculează din relația

$$c_l = \frac{H_m}{H_r} = \frac{1}{5}$$

$$H_m = H_r \frac{1}{5} = 1\,300 \frac{1}{5} = 260 \text{ mm};$$

Greutatea berbecului modelului se calculează din relația

$$G_m H_m = G_r \cdot H_r \cdot c_l^3$$

deci

$$G_m = G_r = \frac{H_r}{H_m} \cdot c_l^3$$

Dar $\frac{H_r}{H_m} = \frac{l}{c_l}$ și $G_m = G_r \cdot c_l^2$

deci $G_m = 3\,900\left(\frac{1}{5}\right)^2 = 3\,900 \frac{1}{25} = 156$ kgf.

Din cele arătate rezultă că pe ciocanul-model, cu energia de lovire de 40 kgfm, cursa de 260 mm și greutatea berbecului de 156 kgf se vor putea analiza și ceilalți parametri ai săi, prin măsurare directă, putîndu-se trage concluzii valabile și pentru ciocanul real ce urmează a fi construit.

Evident că cele arătate sînt valabile pentru cazul acționării mecanice a ciocanului; în cazul acționării ciocanului cu un fluid, problema studierii pe model a variației parametrilor acestuia necesită aplicarea celorlalte criterii de similitudine arătate.

De asemenea, mai trebuie precizat că, la aplicarea legii lui Cauchy în forma arătată, s-a plecat de la premiza $c_\sigma = 1$, ceea ce înseamnă că mașina reală și modelul trebuie să fie executate din materiale cu același modul de elasticitate, deci, practic, din același material.

În alternativa că această condiție nu se poate asigura și $E_m \neq E_r$, coeficienții de similitudine se modifică și ei, astfel:

$$c_\sigma = \frac{\sigma_m}{\sigma_r} = \frac{E_m}{E_r};$$

$$c_F = c_l^2 \cdot \frac{E_m}{E_r};$$

$$c_v = \frac{\sqrt{E_m/\rho_m}}{\sqrt{E_r/\rho_r}},$$

$$c_t = c_l \sqrt{\frac{E_r/\rho_r}{E_m/\rho_m}}$$

etc.

În aceste relații, cu ρ s-a notat densitatea materialului.

În acest fel se poate proceda la orice alt utilaj de forjare.

Aplicarea legilor similitudinii în cazul verificării unor parametri tehnologici în condiții de laborator

În cazurile încercărilor de laborator atît problema construirii de utilaje de laborator, necesare încercărilor, cît și verificarea unor tehnologii de forjare, aduc anumite particularități legilor enunțate, datorită procesului de deformare plastică propriu-zis. Astfel, dacă se execută încercări pe corpuri de probă ale căror dimensiuni sînt micșorate în raportul c_l față de piesa reală, trebuie ca viteza de deformare să fie aceeași la corpul de probă (model) ca și la piesa reală de forjare, pentru a avea rezultate comparabile. Aceasta aduce după sine modificarea corespunzătoare și a raportului vitezelor de lucru ale mașinii de încercare V_m și a celei reale V_r.

Dacă se notează cu h_r înălțimea piesei reale și cu h_m înălțimea modelului atunci, conform celor arătate, rezultă:

$$c_l = \frac{h_m}{h_r}$$

Viteza de deformare V_d, în cazul operației de refulare, este:

$$V_d = \frac{V_r}{h_r} = \frac{V_m}{h_m},$$

deci

$$V_m = V_r \cdot \frac{h_m}{h_r};$$

$$V_m = V_c \cdot c_l$$

Spre deosebire de cazul anterior coeficientul de similitudine al vitezei este egal cu c_l și nu cu unitatea. Aceasta arată că în cazul mașinilor de laborator va trebui să se țină seamă, la proiectarea sau la utilizarea lor, de acest fapt, pentru a putea realiza experimentările în conformitate cu legile deformării plastice a metalelor. Acest lucru se poate ilustra și printr-un exemplu.

Presupunîndu-se că se fac încercări de laborator pe modele (corpuri de probă) reduse față de

piesa reală la scara $c_l = \frac{1}{5}$ cu o viteză reală a berbecului $V_r = 10$ m/s, rezultă viteza berbecului ciocanului de încercare (de laborator):

$$V_m = V_r \cdot c_l = 10 \frac{1}{5} = 2 \text{ m/s},$$ pentru a se putea îndeplini condiția impusă de a avea aceeași viteză la deformare la piesa reală și la corpul de probă.

Forța necesară pentru prelucrare prin deformare plastică (refulare de exemplu) a modelului, presupunînd că operația se face cu același grad de deformare și mai ales că rezistența la deformare este aceeași atît la model, cît și la piesă, este ca în cazul anterior:

$$F_m = F_r \cdot c_l^2,$$

iar lucrul mecanic de deformare, în aceleași condiții ca mai sus, este:

$$L_m = L_c \cdot c_l^3$$

Ipoteza prezentată este destul de greu de realizat în practică. În cele mai multe cazuri rezistența la deformare a modelului și a piesei nu sînt egale, întrucît raportul dintre suprafețele pieselor deformate și volumele respective este diferit. Pentru a putea ține seamă în calcule de această diferență se introduc coeficienții adecvați de corectare. Astfel, influența mărimii absolute a corpurilor deformate plastic se reprezintă prin coeficientul K și, în acest caz, raportul de deformare pe model și piesă este:

$$\frac{F_m}{F_r} = c_l^2 K_1,$$

în care $K_1 = 1{,}43$—$1{,}11$ pentru cazul presării metalelor pe prese de laborator și în general pe utilaje cu viteze mici de lucru. Întrucît K_1 nu este o constantă ci depinde, la rîndul său, de valoarea lui c_l, se recomandă ca valorile sale mai mici să se ia în considerare pentru valori superioare ale coeficientului c_l.

Dacă nu există la dispoziție mașini speciale de laborator, cu viteze de lucru adecvate, și încercările trebuie făcute cu prese mecanice sau cu ciocane obișnuite, trebuie să se țină seamă și de influența vitezei de deformare V_d asupra rezistenței la deformare. Această influență se ia în considerare prin alt coeficient de corecție K_2. Deci, în acest caz, raportul forțelor este:

$$\frac{F_m}{F_r} K_1 K_2 c_l^2 = K c_l^2,$$

unde $K = K_1 K_2$ este un coeficient de corecție dependent de coeficientul c_l. Pentru prese mecanice are următoarele valori stabilite experimental:

c_l	2	3	4	6	8	10
K	1,43	1,61	1,82	2,0	2,21	2,38

Precizările făcute sînt foarte importante din punctul de vedere al utilizării raționale a utilajelor de forjare-matrițare. Se știe că formulele de calcul al forțelor de deformare nu pot ține seamă de multitudinea de factori care influențează procesul de deformare plastică propriu-zis, iar nomogramele recomandate în acest scop au un grad de precizie și mai redus. Deci, alegerea unui utilaj numai pe baza calculului sau a nomogramelor comportă uneori riscuri și aceasta mai ales la utilajele mari (de ex. maxiprese), la care matrițele sînt scumpe. În asemenea situații încercarea pe model, aplicînd legile similitudinii, dă rezultatele cele mai apropiate de realitate.

Astfel, dacă se pune problema forjării prin matrițare a unui semifabricat la o presă mecanică (maxipresă) de dimensiuni mari, înainte de a fabrica matrițele necesare care, după cum s-a arătat, sînt scumpe, se recomandă să se verifice dacă semifabricatul arătat poate fi forjat cu presa respectivă. În acest scop se deformează plastic modelul piesei reale (redus la scara c_l), măsurîndu-se forța F_m necesară. Acest lucru se realizează pe un utilaj de laborator, cu scule simple.

Forța reală F_r necesară pentru matrițarea piesei reale va fi:

$$F_r = \frac{F_m}{K \cdot c_l^2}$$

Dacă forța necesară pentru deformarea piesei reale este ceva mai mică decît cea disponibilă la presă, înseamnă că piesa poate fi forjată pe aceasta în condiții optime.

În mod similar se procedează și în cazul ciocanelor. Dacă se folosesc ca mașini de laborator ciocane obișnuite dar de dimensiuni mai mici, trebuie aplicat un coeficient de corecție, datorat vitezelor de deformare diferite la corpul de probă (model) și piesa reală. În aceste cazuri se utilizează coeficientul global de corecție K, la fel ca la prese, înmulțit cu un coeficient suplimentar $K_3 \cong 1{,}33$. Cele arătate se pot ilustra printr-un exemplu. Astfel, dacă pentru forjarea unui semifabricat cu diametrul $D_m = 75$ mm este necesar un ciocan cu energia de lovire $E_m = 400$ kgfm, pentru forjarea unui semifabricat din același material și în aceleași condiții de forjare, avînd diametrul $D_c = 225$ mm $\left(c_l = \frac{1}{3}\right)$ va fi necesar un ciocan cu o energie de lovire rezultată din expresia:

$$\frac{E_m}{E_r} = c_l^3 \cdot 1{,}33 \cdot K$$

deci

$$E_r = \frac{E_m}{1{,}33 \cdot K c_i^3} = \frac{400 \times 3^3}{1{,}33 \times 1{,}43} = 1\,900 \text{ kgfm.}$$

Materiale folosite în studiile pe modele în domeniul tehnicii forjării

După cum s-a văzut, la execuţia modelelor maşinilor de forjat sau a organelor mai importante se recomandă, pe cît posibil, să se folosească aceleaşi materiale ca în maşina reală, căci în acest caz legile de similitudine sînt mai simplu de aplicat. De cele mai multe ori în practică este mai avantajos să se folosească alte materiale, mai ieftine şi în acelaşi timp mai uşor de prelucrat. Astfel, foarte frecvent sînt folosite în asemenea cazuri plexiglasul, răşinile epoxidice sau alte materiale similare. În aceste cazuri formulele de similitudine iau altă formă.

În mod normal, corpurile de probă supuse experimentărilor în laborator ar trebui să fie executate din aceleaşi materiale ca piesele reale şi deformate în aceleaşi condiţii ca şi ele.

La oţel, acest deziderat este de cele mai multe ori greu de realizat, deoarece necesită lucrul cu piese calde care se răcesc repede, ceea ce aduce după sine modificări ale rezistenţei la deformare etc. Acest lucru iese în evidenţă în mod deosebit la piesele mici (deci tocmai la corpurile de probă).

Pentru a se evita asemenea situaţii se folosesc, pentru corpurile de probă, materiale înlocuitoare care să aibă proprietăţi asemănătoare cu cele ale oţelului cald. În acest sens se iau în considerare metale ca plumbul şi staniul, a căror temperatură de recristalizare este sub temperatura normală (20°C). Este necesar ca şi rezistenţa la deformare a acestor metale să fie apropiată de cea a oţelului cald.

Plumbul are rezistenţa la deformare $r_d = 2 - 3$ kgf/mm² pentru grade medii de deformare şi comprimări cu viteze mici, deci cam jumătate din rezistenţa la deformare a oţelului încălzit la temperatura de forjare (5—6 kgf/mm²). La solicitări dinamice, pe ciocane, rezistenţa la deformare a plumbului creşte la $r_d = 2{,}5 \sim \sim 4$ kgf/mm², iar la oţelul cald $r_d = 12 \sim 15$ kgf/mm², deci mai mare de circa 4 ori.

Din cele de mai sus rezultă concluzia că, în cazul utilizării plumbului pentru execuţia corpurilor de probă, va trebui să se aplice un nou coeficient de corecţie $K_4 = \frac{1}{2} \sim \frac{1}{3}$, deci în cazul preselor

$$\frac{F_m}{F_r} = K \cdot K_4 \cdot c_i^2$$

iar al ciocanelor :

$$\frac{E_m}{E_r} = K_3 \cdot K_4 \cdot K \cdot c_i^3$$

Staniul are valori ale rezistenţei la deformare care se apropie destul de mult de cele ale oţelului încălzit la temperaturile de forjare. Valorile rezistenţei la deformarea staniului sînt $r_d = 5 \sim 6$ kgf/mm², în cazul lucrului cu viteze reduse, şi $r_d = 10 \sim 17$ kgf/mm², în cazul lucrului pe ciocan. Şi în cazul staniului va trebui să se ţină seamă de coeficientul de corecţie datorat mărimii pieselor forjate K_1 şi vitezei de deformare K_2.

În anumite condiţii corpurile de probă, executate din metale ca plumb, staniu sau cupru, se folosesc la stabilirea directă a energiei de lovire a unor maşini de forjat. Metoda poartă denumirea Heim sau a „crusherelor" şi este descrisă în literatura de specialitate [9]. De regulă la aplicarea acestei metode în practică nu se ţine seamă în toate cazurile de regulile de similitudine amintite, motiv pentru care la utilizare se introduc erori. Pentru a evita calculele matematice, în practică se trasează uneori diagrame în care energia de deformare este dată în funcţie de înălţimea epruvetei după lovire. La trasarea acestor diagrame trebuie avută în vedere menţinerea constantă a vitezei de lovire, ceea ce se poate realiza uşor cu o sonetă la care se utilizează mai mulţi berbeci de mase diferite dar care au aceeaşi înălţime de cădere. La utilizarea ulterioară a diagramelor va trebui să se folosească epruvete din acelaşi material ca cel din care au fost executate epruvetele cu ajutorul cărora s-a procedat la trasarea diagramelor şi bineînţeles viteza de lovire a maşinii studiate să fie de acelaşi ordin de mărime cu cea a sonetei de la trasarea diagramei. Pentru aceasta pe diagrame trebuie înscrise compoziţia chimică a materialului epruvetelor şi viteza de lucru cu care s-a trasat diagrama respectivă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ponomareov S. D. ş.a. *Calculul de rezistenţă în construcţia de maşini.* Bucureşti, Editura tehnică, 1960.
[2] * * * *Manualul inginerului Hütte*, Bucureşti, Editura AGIR, 1947.
[3] Unksov E. P. *Injenernaia teoria plasticinosti.* Moscova, Maşghiz, 1959.
[4] Storojev M. V. şi Popov A. *Teoria obrabotki metallov dovleniem.* Moscova, Maşghiz, 1957.
[5] Smirnov-Aliaev T. *Soprotivlenie materialov plasticeskom deformirovaniu.* Moscova, Maşghiz, 1961.
[6] Fink K. şi Rohrbach C. *Handbuch der spannungs und dehnungsmessung.* Düsseldorf, V.D.I. Verlag, 1958 (editat în l. rusă, Maşghiz, 1961).
[7] Siebel F. *Die Prüfung der metallischen Werkstoffe.* Berlin-Heidelberg, Springer Verlag, 1955.
[8] Hill R. *The matematical Theory of Plasticity.* Oxford, 1950.
[9] Moldovan V. *Utilajul secţiilor de forjă.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.
[10] Iosipescu N. *Introducere în fotoelasticitate*, Vol. I, 1958 şi vol. II, 1961, Bucureşti, Editura tehnică.

Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei

Chim. N. CHINDLER şi ing. S. POPA
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 622.34:669.2/.8

Istoriografia modernă demonstrează că meşteşugul extragerii şi prelucrării fierului pe teritoriul României nu a fost importat de la alte popoare. Utilizarea noului metal şi tehnica extragerii şi prelucrării lui au apărut, în mod firesc, ca rezultat al dezvoltării forţelor de producţie ; cei care au descoperit şi perfecţionat acest meşteşug pe teritoriul României de azi au fost geto-dacii [1].

Deşi influenţată ulterior de focarele de civilizaţie elenică atît de factorul roman, cît şi de pătrunderile celţilor şi ale sciţilor, dezvoltarea băştinaşilor îşi urma calea sa internă, sprijinită pe vigurosul fond tracic şi neîncetatul progres al forţelor de producţie. Atelierele metalurgice, legate de exploatarea minereurilor locale şi de nivelul mereu mai ridicat al cunoştinţelor tehnologice de care dădeau dovadă făurarii indigeni, produceau din ce în ce mai multe unelte şi arme cerute de nevoile sporite ale democraţiei militare în cadrul căreia se găseau geto-dacii primelor secole ale epocii Latène [2].

Într-adevăr, nu se poate concepe înalta treaptă de dezvoltare la care au ajuns geto-dacii pe vremea lui Burebista şi a lui Decebal, ca şi puterea lor militară, fără suportul material al unei industrii puternice în cadrul căreia o importanţă de prim rang îi revenea extragerii şi prelucrării fierului.

Gama uneltelor de fier descoperite în aşezările geto-dacilor este extrem de numeroasă şi variată. În special în munţii Orăştiei, unde se cunosc astăzi vreo sută de aşezări omeneşti din vremea dacilor, s-a găsit o serie de unelte şi obiecte din fier dovedind un înalt meşteşug în obţinerea şi prelucrarea lui.

Sarmizegetusa, străvechea capitală administrativă şi militară a dacilor, era un puternic centru al industriei metalurgice ; aici se producea o gamă largă de unelte şi scule, obiecte de uz casnic, monede şi arme.

După destinaţia lor, se disting :

— Unelte agricole diverse : coase, seceri, sape, săpăligi, greble, tîrnăcoape, cosoare pentru vie, cuţite şi brăzdare de plug ;

— Unelte pentru fierărie : cleşti, ciocane, nicovale ;

— Unelte pentru dulgherit : topoare, dălţi, tesle, ferăstraie, rindele, cuţitoaie, sfredele ;

— Obiecte de uz practic : vase, cuţite, pinteni, „mîţe" (crampoane) pentru înlesnirea mersului pe gheaţă şi zăpadă, chei, cercuri de fier pentru găleţi, butoaie sau lăzi, piese pentru care etc. ;

— Materiale de construcţie : cuie şi piroane pentru încheierea bîrnelor şi stîlpilor de lemn la case, scoabe puternice care prindeau blocurile de piatră în anumite locuri din zidurile dacice, balamale de uşi, ţinte ş.a.m.d. ;

— Arme : pumnale curbe (sicae), săbii drepte sau curbe, vîrfuri şi călcîie de lănci şi suliţe, scuturi ş.a.m.d. [3] (fig. 1).

Şi în alte localităţi din judeţul Hunedoara s-au găsit unelte de fier, specifice unor meserii în care dacii erau mari meşteri. În primul rînd aici trebuie căutată originea uneltelor miniere cu care se exploata aurul, mult rîvnita bogăţie a Daciei. Asemenea unelte au fost găsite în numeroase mine de aur din partea nordică a judeţului Hunedoara (fig. 2).

De asemenea, s-au găsit multe unelte pentru cioplirea pietrei, foarte îngrijit executate şi bine conservate.

Mulţimea şi varietatea acestor unelte şi arme demonstrează convingător că fierul era metalul cel mai important din economia dacică, înflorirea metalurgiei feroase fiind la baza puterii militare şi politice a statului dac (fig. 3).

În privinţa plugului, cercetările arheologice au scos la iveală, în afară de brăzdarele de tip roman şi de tip celtic, şi un fier de plug original, dacic. Acesta are forma unei bare masive aplatisate, cu vîrful triunghiular, în genul unei linguri prevăzute cu o puternică nervură mediană şi terminat într-un cîrlig de fixare [4]. Asemenea fiare de plug au fost descoperite pe aproape întreg teritoriul României, însă mai numeroase în aşezările din zona cetăţilor dacice din munţii Orăştiei.

Istoricii sînt de acord că baza de minereuri a atelierelor de extras şi prelucrat fier de unde provin aceste unelte este minereul de la Ghelar şi Teliuc. Astfel se afirmă [5] că „vecinătatea minelor de fier cu puternicele cetăţi dacice din Ardealul sud-vestic n-a putut să fie în nici un caz întîmplătoare", iar după descoperiri mai recente [6], că minereul necesar marelui atelier de la Sarmizegetusa era extras la Ghelar şi Teliuc.

Într-adevăr, zăcămintele de mineru de fier din jurul Hunedoarei şi în special cele de la Ghelar şi Teliuc erau cele mai bogate în fier din întreaga regiune carpatică şi a cursului inferior al Dunării ; ele erau poroase, uşor reductibile şi foarte uşor accesibile, furnizînd o materie primă excelentă atelierelor de extras fierul.

Ar fi însă greşit să se creadă că minele de la Ghelar şi Teliuc furnizau exclusiv materie primă atelierelor aflate în străvechea capitală dacică şi în împrejurimile ei. Este foarte probabil ca în jurul minelor să fi apărut, încă din perioada incipientă a culturii fierului, ateliere independente, care extrăgeau şi prelucrau fierul, furnizînd complexului de cetăţi din jurul Sarmizegetusei ca şi celorlalte aşezări dacice din vecinătate, fie bare de fier necesare atelierelor de forje, fie unelte finisate şi arme.

Că romanii au exploatat minele de fier de la Ghelar şi Teliuc o dovedesc inscripţiile, marele număr de medalii şi monede, precum şi uneltele de fier găsite în aceste mine. Este, de asemenea, cert că nu romanii au descoperit aceste mine, în momentul ocupării Daciei, ci au continuat o industrie minieră şi metalurgică existentă şi foarte avansată.

Cu ocazia repunerii în funcțiune a unor mine părăsite, mai ales în a doua parte a secolului al XIX-lea, s-au găsit atît la Ghelar, cît și la Teliuc urmele exploatării acestora din perioada dominației romane.

Astfel, de la Ghelar provine o trusă completă a unui minier, alături de care s-a găsit și scheletul unui om, probabil al proprietarului sculelor, surprins acolo de o surpare. Trusa se compune dintr-o daltă minieră, două sape pentru minerit și un tîrnăcop (fig. 4). Uneltele sînt îngrijit lucrate, însă au fost puternic atacate de rugină. Tot la Ghelar s-a găsit și un cîntar de mină avînd imprimat numele fabricantului „FESTI".

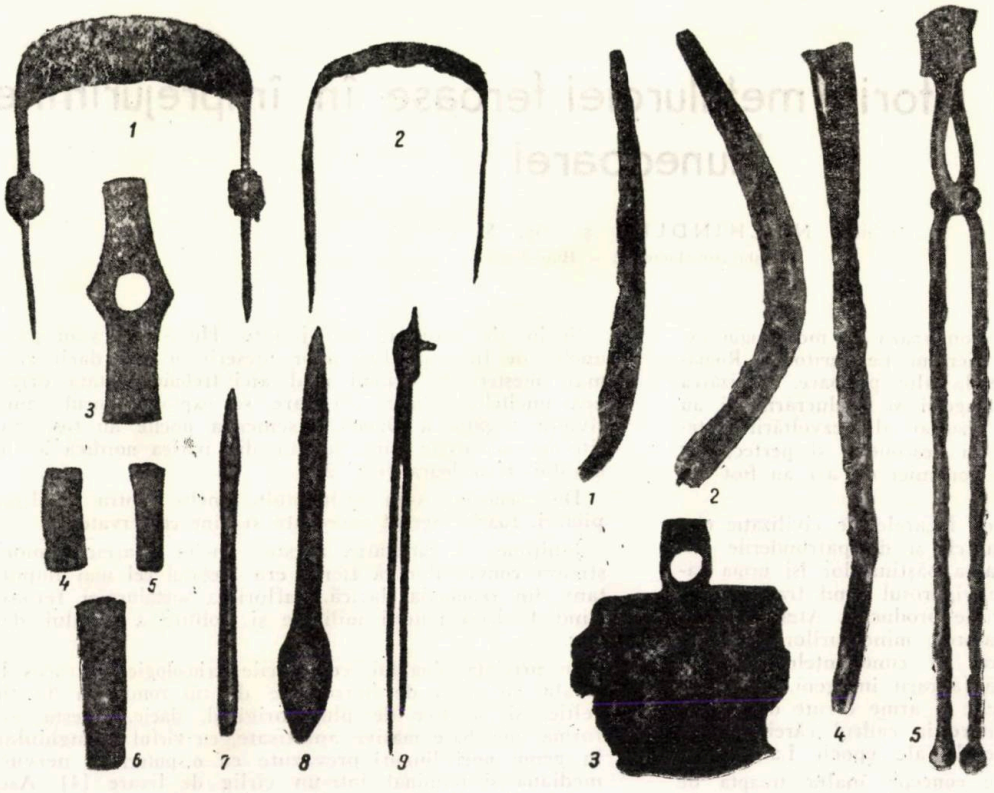


Fig. 1. Diferite unelte de fier găsite cu ocazia săpăturilor efectuate în zona cetăților dacice din munții Orăștiei.

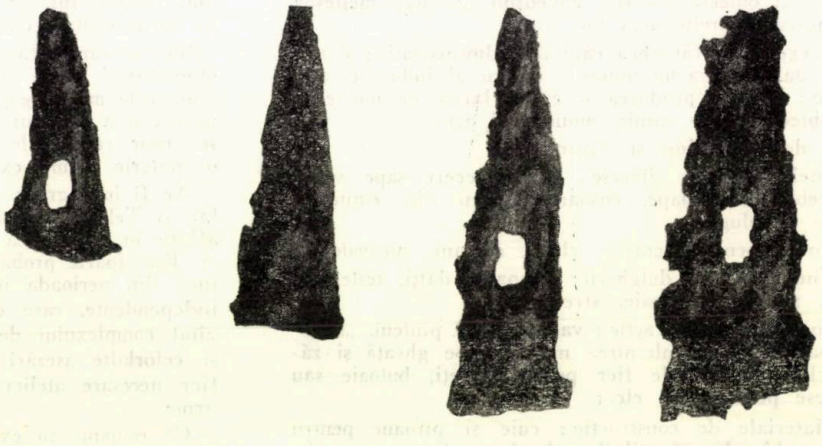


Fig. 2. Scule pentru extragerea minereului aurifer provenind de la Băița (Jud. Hunedoara).

De la Teliuc provine o altă trusă minieră compusă din două dălți, o sapă pentru minerit și un tîrnăcop (fig. 5).

Ghelarul și Teliucul erau în timpul stăpînirii romane centre miniere importante și probabil constituiau, împreună cu minele din localitățile Ruda și Alun, aflate în apropiere, un district minier supus unei conduceri unice [7].

Dovada cea mai concludentă că minele Teliuc în perioada ocupației romane erau în plină înflorire este coloana comemorativă descoperită în luna august 1904 în hotarul comunei Teliuc, sub dărîmăturile unei case străvechi. Deși intactă în momentul găsirii, coloana a fost sfărîmată de muncitorii care sperau să găsească în interior aur. Din cele 16 fragmente recuperate din moloz s-a reușit reconstruirea coloanei prin așezarea bucăților pe un pat de beton (fig. 6).

Înălțimea coloanei comemorative restaurate este de 1,25 m, avînd o secțiune de 0,7 × 0,5 m; ea are un soclu de șapte trepte și un capitel cu opt trepte, ambele cu lungimea de 0,7 m, lățimea de 0,5 m și înălțimea de 0,26 m; în partea superioară mai este o placă de 9 cm

pe care apare o decorație reușită de achantus, în formă triunghiulară. Corpul, care este o simplă coloană, are o înălțime de 0,74 m și o secțiune de 0,60 × 0,45 m.

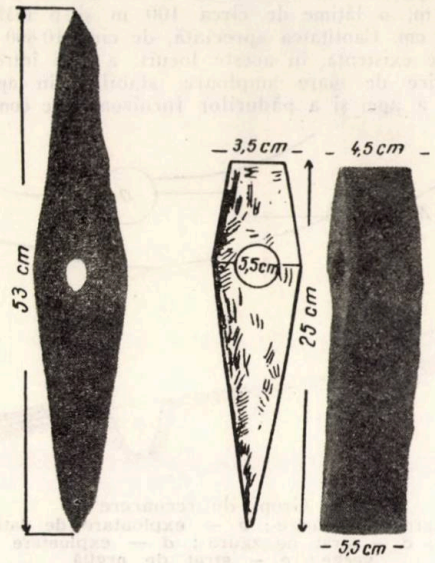


Fig. 3. Unelte pentru cioplirea pietrei.

Coloana este dăltuită din calcar alb cristalin, compact, cu reflexe de culoare cenușie, provenind din dealul din dreapta Teliucului inferior, azi carieră de piatră de construcție. Lucrarea este reușită dar scrisul are lipsuri [8].

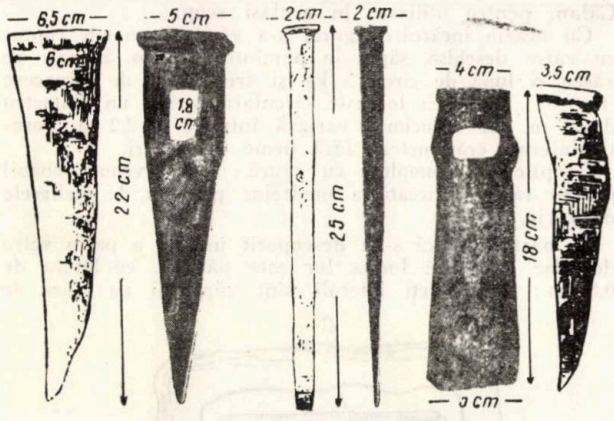


Fig. 4. Scule miniere din perioada ocupației romane, găsite la Ghelar.

Conținutul, după completarea făcută de specialiști, este următorul:

NUMINI — Zeități
DOMINI NOSTRI — Stăpînului nostru
MARCI AURELII ANTONINI — Marc Aureliu Antoniu
PII FELICIS AUGUSTI — Fericitului împărat Piu
OCTAVIUS CAIUS — Octavius Caius
GAURIUS-GAURIANUS — Gaurius-Gaurianus
SACERDOS COLONIAE — Sacerdote al colonici
APULENSIS ET — Apulum și
FLAVIUS SOTERICUS — Flavius Sotericus
AUGUSTALIS COLONIAE — Conducătorii ferăriilor coloniei împărătești
SARMISEGETUSAE — Sarmizegetusa
CONDUCTORES
FERRARIARUM

Mineritul și industria extragerii fierului din minereuri ca și a prelucrării fierului extras au ajuns la o înflorire deosebită la Teliuc, sub conducerea celor doi cetățeni, mai ales sub domnia împăratului Caracalla (138—161 e.n.). Coloana comemorativă a fost ridicată de cei

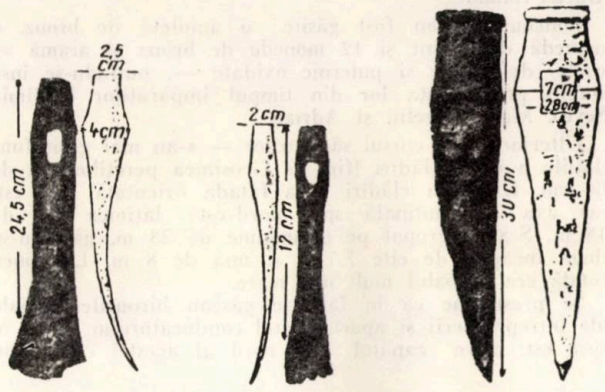


Fig. 5. Scule miniere din perioada ocupației romane, găsite la Teliuc.

doi conducători, probabil foarte mulțumiți de veniturile pe care le aduceau exploatările, ca recunoștință împăratului, în calitate de arendași ai minelor și atelierelor de produs fier [9].

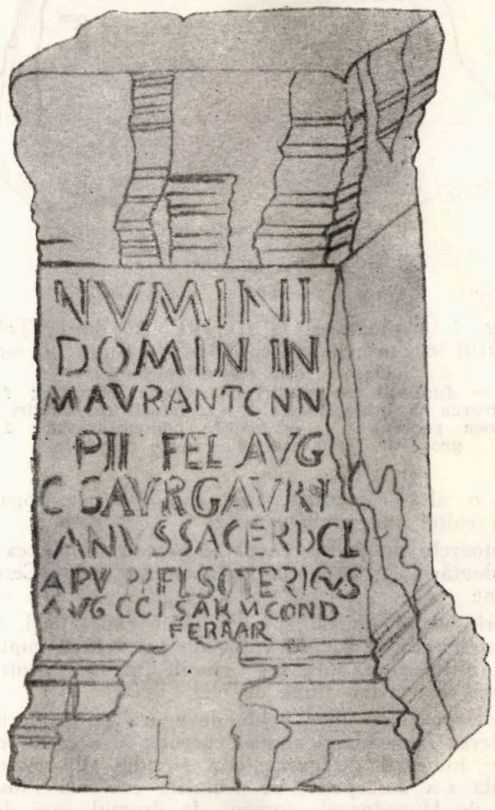


Fig. 6. Coloana comemorativă de la Teliuc (reconstituită)

Este, de asemenea, foarte probabil că o mare parte din producția atelierelor o constituiau armele și uneltele necesare armatei — în special Legiunii a XIII-a Gemina, cu sediul la Apullum.

Marea importanță care se acordă industriei siderurgice este atestată și de o coloană comemorativă găsită la Alba-Iulia în anul 1840. Coloana respectivă consemnează inaugurarea unei noi mine de fier — probabil tot în apropierea Hunedoarei — în prezența lui Terentius Gentianus „legatus augusti propraetor", adică guvernatorul Daciei romane.

Concomitent au fost găsite: o amuletă de bronz, o monedă de argint și 12 monede de bronz și aramă — uzate, deformate și puternic oxidate —, putîndu-se însă stabili proveniența lor din timpul împăraților Septimiu Sever, Marc Aureliu și Adrian.

Ulterior — în cursul săpăturilor — s-au mai găsit fundațiile a două clădiri (fig. 7). Grosimea pereților era de 60 cm. Una din clădiri avea fațada orientată spre est, iar axa longitudinală spre nord-est; lățimea era de 18 m. S-a dezgropat pe o lungime de 23 m, găsindu-se două încăperi de cîte 7,5 m și una de 8 m. Lungimea totală era probabil mult mai mare.

Se presupune că în față se găseau birourile oficiale ale întreprinderii și apartamentul conducătorului. La 5 m spre est, către capătul de nord al acestei clădiri, se

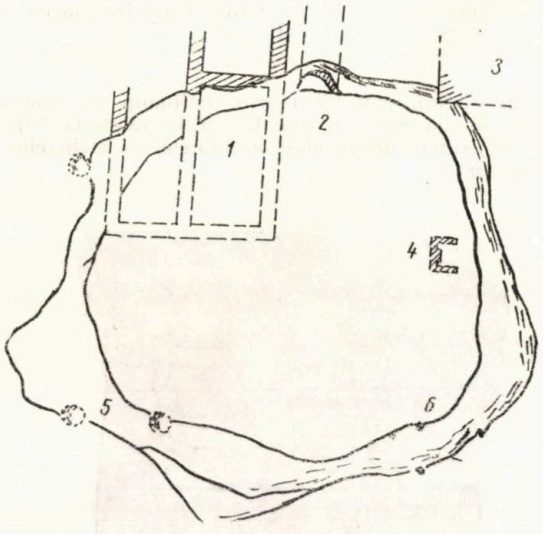


Fig. 7. Exploatarea la zi „IRENE" de la Teliuc (1910) cu urmele întreprinderii miniere și metalurgice din epoca romană:
1 — fundații de clădiri din epoca romană; *2* — intrarea în mina Iosif; *3* — fundații de clădiri din epoca romană; *4* — clădire comemorativă; *5* — gropi de recoacere; *6* — vetre deschise.

găsea o altă construcție, din care s-a dezgropat însă numai colțul sud-vestic.

Cuptoarele de extras fierul se găseau în partea estică a exploatării, în imediata vecinătate a rîului Cerna, pe înălțime.

În rîndul al doilea, spre mijlocul exploatării, se găseau atelierele de forje — dispuse paralel cu cuptoarele, iar în ultim plan, spre vest, gropile, servind pentru tratamentul obiectelor finite de oțel.

Și descoperirea unor halde de zgură pe dealurile din apropierea Hunedoarei atestă existența, în această regiune, a unei industrii de extracție a fierului din minereuri; o haldă s-a descopetrit pe dealurile comunei Plosca (la 6 km de Hunedoara), aproape de drumul care duce la Ghelar, în vecinătatea cătunului Mănăstirea; două, în pădurea orașului Hunedoara (în apropiere de mina „Pădurea orașului" — exploatată și în prezent) și alta, pe marea terasă care se găsește între Hunedoara și Teliucul inferior. Primele trei halde sînt de proporții reduse și se găsesc în imediata vecinătate a locurilor de unde se extrăgea minereul. Minereul de fier era redus la fața locului în mici cuptoare, producîndu-se lupe de 3—10 kg. La Plosca s-a găsit (în anul 1904) o asemenea lupă în greutate de circa 3 kg.

Este surprinzătoare prin dimensiunile sale cea de-a patra haldă de zgură, aflată la intrarea în defileul Teliucului, pe o terasă înaltă de 8 m; ea are o lungime de 240 m, o lățime de circa 100 m și o înălțime de circa 60 cm. Cantitatea apreciată, de circa 10 800 t zgură, dovedește existența, în aceste locuri, a unei întreprinderi metalurgice de mare amploare, stabilită în apropierea minelor, a apei și a pădurilor furnizoare de combustibil.

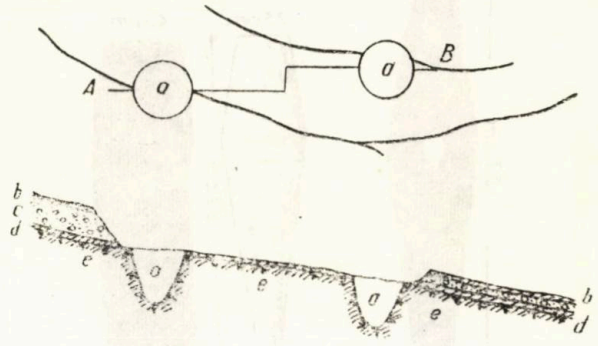


Fig. 8. Gropi de recoacere:
a — gropi de răcire; *b* — exploatare de dată recentă; *c* — strat de zgură; *d* — exploatare străveche; *e* — strat de argilă.

Primele urme ale acestei străvechi întreprinderi au fost descoperite în 1850, în timpul construirii unui drum de interes județean; pentru construcția drumului a fost necesar să se disloce sute de tone de zgură, din care o mică parte s-a utilizat pentru acoperirea drumului. Constatîndu-se însă că zgura conține între 30 și 35% fier, s-au trimis 50 t pentru utilizare ca minereu în furnalul de la Govăjdia, iar mai tîrziu, o cantitate similară la Călan, pentru utilizare în același scop.

Cu ocazia încărcării zgurei s-a găsit și un mic cuptor cu vatra deschisă, săpat în pămîntul argilos, în care se găsea o lupă de circa 5 kg și trei gropi de recoacere (fig. 8); secțiunea lor este circulară, avînd un diametru de 2 m, iar adîncimea variază între 2 și 2,2 m. Pereții laterali erau netezi, fără urme de arderi.

Gropile erau umplute cu zgură; ele serveau probabil pentru răcirea înceată a uneltelor produse de atelierele de forje.

În partea sudică s-au descoperit urmele a patru vetre deschise (fig. 9); forma lor este pătrată, cu latura de 0,8 m; trei pereți laterali sînt căptușiți cu plăci de

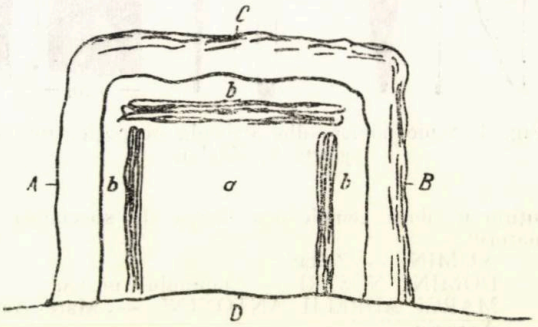


Fig. 9. Schița vetrelor deschise:
a — baza cuptorului (arsă); *b* — plăci de mică pentru căptușit.

mică, lungi de 80 cm și groase de 5 cm, latura nordică fiind deschisă. Pe vatră, pămîntul argilos era ars pe o adîncime de 15 cm.

Avîntul industriei siderurgice nu a fost însă de lungă durată din cauza năvălirilor barbarilor care favorizau răscoalele sclavilor și ale populațiilor autohtone împotriva

cotropitorilor romani. În timp ce luptele sclavilor se intensificau, atacurile năvălitorilor și ale triburilor dace libere se țineau lanț la granița imperiului roman, astfel că împăratul Aurelian a fost nevoit să părăsească Dacia (anul 271 e.n.).

Industria fierului s-a retras însă pe înălțimile greu accesibile ale Ghelarului, la adăpost de atacurile popoarelor în migrațiune care năvăleau pe teritoriul de astăzi al României.

Fiind așezat la periferia imperiului roman, teritoriul României a fost printre primele provincii părăsite de romani — ca urmare a atacurilor susținute ale popoarelor în migrațiune. Acest proces istoric s-a desfășurat vreme de aproape o mie de ani, perioada respectivă fiind însă studiată în mică măsură din cauza puținelor vestigii și documente ce s-au păstrat.

Că exploatarea minelor de fier și extracția fierului din minereuri a continuat în împrejurimile Hunedoarei o dovedește cuptorul cu cuvă, datînd din secolul al IX-lea e.n., găsit în anul 1895 în Valea Caselor de lîngă Ghelar. Modelul cuptorului este expus la Londra, în muzeul științific. Cuptorul a fost tăiat în rocă stîncoasă, fiind căptușit cu argilă refractară și avînd următoarele dimensiuni principale: înălțimea totală — 1,6 m; diametrul la partea superioară — 0,60 m; diametrul inferior — 0,32 m [10].

Cuptorul era alimentat cu aer insuflat la bază printr-un tub, cu ajutorul unor foale acționate manual sau cu piciorul. Lupa de fier obținută se scotea pe la partea inferioară, printr-un orificiu practicat în cuptor.

În partea superioară, cuptorul avea o placă de închidere, coșul pentru evacuarea gazelor și o mică platformă de încărcare (fig. 10). Constructiv și dimensional, acest cuptor reprezintă un real progres față de cuptoarele cu vatră deschisă exploatate la Teliuc și în împrejurimi, în perioada dominației romane, prin apariția cuvei și a coșului de evacuare a gazelor, ceea ce dovedește că metalurgia feroasă pe aceste meleaguri și-a urmat calea sa proprie de dezvoltare și după retragerea administrației romane din Dacia.

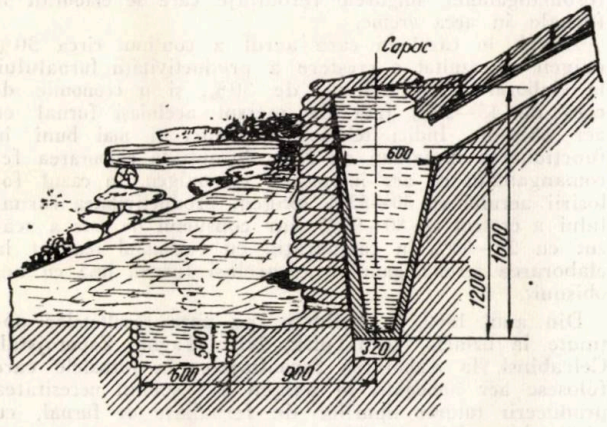


Fig. 10. Cuptorul cu cuvă din Valea Caselor.

Este puțin probabil să se fi putut realiza temperaturile necesare obținerii fontei lichide, produsul fiind tot lupa de fier, însă de dimensiuni mai mari.

Faptul că a fost abandonat în plină funcționare este dovedit de lupa de fier găsită în interior, în momentul descoperirii. În apropiere s-a găsit o cantitate apreciabilă de zgură, dovadă a unei funcționări îndelungate.

Este cert că acest cuptor nu era singurul din „ținutul pădurenilor". Tradiția extragerii și prelucrării fierului s-a transmis pe aceste meleaguri și, în primul rînd, aici trebuie căutată originea fierului care s-a găsit pe întreg teritoriul județului Hunedoara și în multe așezări din acea vreme de pe teritoriul Transilvaniei și chiar a provinciilor românești de peste munți.

Ținînd seamă că în această perioadă, cea mai importantă dintre ramurile meșteșugărești era fierăritul, fapt dovedit de numeroasele obiecte de fier descoperite în

Fig. 11. Unelte din fier datînd din secolul al XIII-lea.

cele mai multe săpături: cuțite, ciocane, clește, fiare de plug, lacăte, dălți, hîrlețe ș. a. [11], se presupune că în perioada relatată, ca și mai tîrziu, exista aici un puternic centru al extragerii și al prelucrării fierului (fig. 11).

Persistența caracteristicilor și a particularităților acestui meșteșug, transmis din generație în generație încă din epoca dacică, perfecționarea lui neîntreruptă de-a lungul a sute de ani, preocupare incompatibilă cu nomadismul, constituie una din cele mai necontestate dovezi ale continuității poporului român pe aceste meleaguri [12].

BIBLIOGRAFIE

[1] Daicoviciu C. *Tratatul de istorie a României.* Lupta de clasă nr. 9, 1960, p. 29—30.

[2] Berciu D. *Zorile istoriei în Carpați și la Dunăre.* București, Editura științifică, 1966, p. 266—267.

[3] Daicoviciu H. *Dacii.* București, Editura pentru literatură, 1968, p. 164—167.

[4] Crișan I. H. SCIV XI, 2, 1960, p. 292.

[5] Pîrvan V. *Dacia.* București, 1932, p. 136.

[6] Daicoviciu H. Op. cit, p. 165.

[7] Téglas G. *Fölltani Közlöny,* 1895, p. 354.

[8] Hollosvári I. *Adalékok a hunyadi vaskötelep bányászatának történetéhez.* A hunyadmegyei történelmi és régészeti társulat évkönyve. XVI, 1906, p. 210—245.

[9] Téglas G. *A római vasbányászat dáciai kezelésének emlékműve.* Bányászati és Kohászati lapok, 1908, nr. 14, p. 66—81.

[10] Moroianu D. și Ștefan I. M. *Focul viu,* București, Editura științifică, 1963, p. 81—82.

[11] Daicoviciu C. și Pascu Șt. *Din istoria Transilvaniei,* Vol. I, Editura Academiei R.P.R., 1960, p. 62.

[12] Olteanu Șt. *Probleme ale metalurgiei medievale din Țările Române în lumina cercetărilor recente.* Revista muzeelor IV, 1967, nr. 2, p. 118.

Procedee avansate de funcţionare a furnalelor studiate la Institutul de cercetări metalurgice, cu perspective de aplicare la Combinatul siderurgic—Hunedoara

Ing. OV. HĂTĂRĂSCU şi ing. P. ŢOCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.2

Îmbunătăţirea continuă a condiţiilor de desfăşurare a proceselor fizico-chimice care au loc în furnal, în vederea reducerii consumului sepecific de cocs şi a creşterii productivităţii, constituie una dintre cele mai importante probleme care stă în faţa industriei siderurgice.

În România s-au experimentat şi s-au pus în practică procedee moderne de exploatare a furnalelor, ca: folosirea în încărcătură a aglomeratului autofondant, ridicarea temperaturii aerului insuflat, utilizarea gazului metan şi ridicarea presiunii la gura de încărcare a furnalului.

De asemenea atît pentru reducerea consumului specific de cocs, cît şi pentru mărirea producţiei zilnice a furnalelor, s-a trecut la construcţia furnalelor cu o capacitate din ce în ce mai mare: 450, 700 şi 1 000 m³ volum util. În anul 1968 a intrat în funcţiune la Combinatul siderurgic—Galaţi primul furnal, avînd un volum util de 1 700 m³. Ca urmare, consumul specific de cocs a scăzut mult în ultima vreme: de la 1 270 kg/t, în anul 1957, la 645 kg/t, în anul 1967.

În afara procedeelor menţionate la furnalele Combinatului siderurgic din Hunedoara pot fi aplicate în continuare şi altele care să ducă la creşterea productivităţii şi la reducerea consumului specific de cocs. Cele mai importante sînt: îmbogăţirea aerului în oxigen, insuflarea gazelor reducătoare pe la baza cuvei furnalului, folosirea buretelui de fier în încărcătura furnalului şi utilizarea aglomeratului cu bazicitate ridicată. Aceste procedee au fost studiate în cursul ultimilor ani la Institutul de cercetări metalurgice, obţinîndu-se rezultatele prezentate în continuare.

Îmbogăţirea aerului cu oxigen. Procesele de elaborare a fontei au loc la temperaturi înalte, care se obţin prin arderea carbonului din cocs, cu oxigenul din aerul suflat prin gurile de vînt.

În aerul atmosferic, 1 m³ de oxigen este însoţit de 3,76 m³ azot. Acesta din urmă, din punct de vedere chimic, este un gaz inert şi nu participă la reacţiile chimice care au loc în furnal, avînd numai un rol de transportor de căldură. Pe lîngă rolul de transportor de căldură, azotul mai acţionează ca un factor care limitează intensificarea funcţionării furnalului.

Intensitatea mersului furnalului depinde în mare măsură de cantitatea de gaze care se formează în creuzet, în unitatea de timp, raportată la unitatea de greutate a încărcăturii. Rezistenţa aerodinamică a coloanei de materiale de încărcare, opusă la trecerea gazelor care se îndreaptă în sus, defineşte cantitatea maximă de aer care se poate introduce în furnal şi, prin urmare, productivitatea furnalului.

Îmbogăţirea cu oxigen a aerului suflat în creuzet duce la reducerea cantităţii totale de gaze, în urma micşorării proporţiei de azot, şi permite (celelalte condiţii rămînînd constante) să se intensifice procesul de elaborare a fontei în furnal.

Deşi la prima vedere folosirea oxigenului la furnale pare simplă, experimentările industriale au arătat că lucrurile sînt mult mai complicate. Folosirea aerului îmbogăţit cu oxigen aduce schimbări substanţiale în procesele ce au loc în furnale.

În urma primelor experimentări de a se sufla în furnal aer îmbogăţit cu oxigen, a reieşit că efectul tehnico-economic maxim se obţine la elaborarea ferosiliciului şi feromanganului, singurele feroaliaje care se elaborau în furnale în acea vreme.

Astfel, în cazul în care aerul a conţinut circa 30% oxigen, a rezultat o creştere a productivităţii furnalului, la elaborarea ferosiliciului, de 30%, şi o economie de cocs de 15—20% faţă de mersul aceluiaşi furnal cu aer obişnuit. Indici tehnico-economici şi mai buni în funcţionarea furnalului au fost obţinuţi la elaborarea feromanganului cu aer îmbogăţit cu oxigen. În cazul folosirii aerului cu 30—32% oxigen, productivitatea furnalului a crescut cu 80—90%, iar consumul de cocs a scăzut cu 20—50% în comparaţie cu consumul realizat la elaborarea feromanganului în acelaşi furnal, însă cu aer obişnuit.

Din anul 1960, în U.R.S.S., pe baza rezultatelor obţinute la uzinele Novo-Tulsk, Nijni-Taghil, Zaporojstal, Celeabinsk la elaborarea feroaliajelor în furnalele care folosesc aer îmbogăţit în oxigen s-a stabilit necesitatea producerii tuturor tipurilor de feroaliaje de furnal, cu ajutorul aerului îmbogăţit cu oxigen.

La elaborarea fontei de afinare şi de turnătorie în furnalele moderne — dacă încărcătura este bine pregătită — se obţine un indice ridicat de utilizare a volumului util al furnalului şi un consum mic de cocs. Aceasta se explică prin creşterea intensităţii schimbului de căldură dintre gaze şi încărcătură, precum şi prin folosirea la maxim a energiei chimice a gazelor formate în creuzet.

La furnalele care elaborează fontă de afinare şi de turnătorie, utilizarea aerului îmbogăţit cu oxigen are un efect tehnico-economic mai redus decît în cazul elaborării feroaliajelor.

În cazul fontei de turnătorie, încercările efectuate la uzinele Celeabinsk, Novo-Tulsk (U.R.S.S.), Duquesne Works U.S.S. Corp. (S.U.A.), Donauwörth (R.D.G.) au arătat că insuflarea aerului îmbogăţit cu oxigen pînă la 25—26% permite să se mărească productivitatea furnalului cu 15—20 %, iar consumul specific de cocs să fie

redus cu 5—10%. O creştere mai accentuată a conţinutului de oxigen în aer măreşte productivitatea furnalului dar duce la creşterea consumului de cocs.

La elaborarea fontei de afinare, un conţinut de oxigen în aer pînă la 24% permite să se mărească productivitatea furnalului cu 8—10% şi să se reducă consumul de cocs cu 3—5% (după încercările efectuate la uzinele Novo-Tulsk, Nijni-Taghil, Celeabinsk (U.R.S.S.), Weirton, Aliquippa (S.U.A.), Gutehoffnungs-Hütte (R.F.G.), Osaka (Japonia) [1]).

În urma încercărilor efectuate s-a emis ipoteza ca în viitor cercetările de găsire a unor metode de folosire eficientă a oxigenului la elaborarea fontei de afinare în furnale să fie orientate în direcţia întrebuinţării unor gaze reducătoare, insuflate în cuva sau în creuzetul furnalului.

L. Pottecher a propus, încă în anul 1952, să se facă încercări de suflare prin gurile de vînt ale furnalului de gaz brut de furnal, împreună cu oxigen. În urma calculului efectuat rezultă că, la un consum de oxigen de 370 Nm³/t fontă, se va obţine o reducere foarte însemnată a consumului specific de cocs şi o creştere a productivităţii furnalului cu aproximativ 100%.

În urma calculelor făcute de diferiţi cercetători, s-a ajuns la concluzia că pentru a fi rentabilă folosirea oxigenului la elaborarea fontei de turnătorie sau de afinare, trebuie ca în acelaşi timp cu suflarea în furnal a aerului îmbogăţit cu oxigen să se sufle şi combustibili auxiliari. Calculele efectuate la ICEM au arătat că în acest mod se poate obţine o reducere a consumului specific de cocs, de 30—35%, şi o creştere a productivităţii furnalului, de circa 40%. Prin această metodă

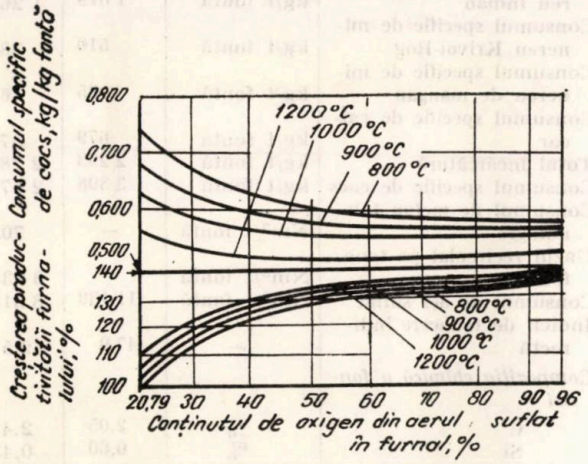


Fig. 1 Variaţia productivităţii furnalului şi a consumului specific de cocs, în funcţie de conţinutul de oxigen din aerul suflat.

devine posibilă, cel puţin teoretic, suflarea în furnal numai de oxigen tehnologic şi combustibil auxiliar. Folosind drept combustibil auxiliar gazul metan, s-ar putea sufla în furnal, în acest caz, circa 1,35 m³ metan, la 1 kg carbon din cocs care arde în faţa gurilor de vînt, ceea ce ar trage după sine o economie de cocs de circa 200 kg/t fontă şi o creştere a productivităţii furnalului cu 40—50% (fig. 1) [1].

În urma rezultatelor obţinute, la primele experimentări făcute în diverse ţări, cu privire la aplicarea acestui procedeu de lucru, funcţionarea furnalelor cu suflare de aer îmbogăţit cu oxigen, concomitent cu utilizarea de combustibili auxiliari, s-a extins destul de mult într-un timp relativ scurt.

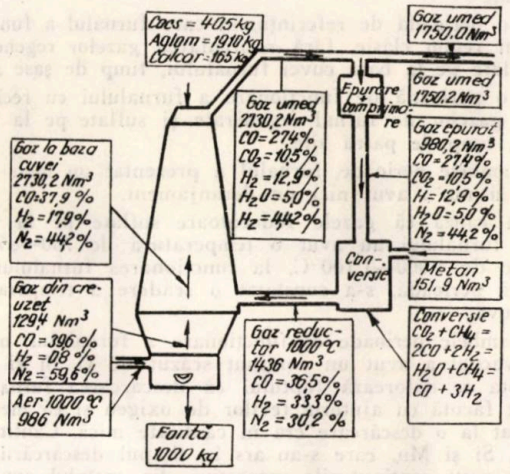


Fig. 2 Bilanţul şi compoziţia chimică a gazului în cazul funcţionării furnalului cu temperatura aerului suflat de 1 000°C.

La C.S.H. furnalele funcţionează cu suflare de gaz metan pînă la 95—100 Nm³/t fontă. La acest mers, îmbogăţirea concomitentă cu oxigen a aerului suflat ar duce la economii considerabile de cocs.

Suflarea de gaze reductoare pe la baza cuvei furnalului. Rezultatele obţinute la Institutul de cercetări metalurgice în domeniul reducerii directe a minereurilor de fier în cuptor cu cuvă, cu ajutorul metanului convertit cu CO_2 şi H_2O din gazele recirculate, au dovedit că se pot obţine în acest mod gaze producătoare cu conţinuturi reduse de CO_2 şi de H_2O, precum şi grade avansate de reducere a minereurilor de fier. Pe baza acestor rezultate s-a calculat efectul pe care-l va avea asupra funcţionării furnalului, insuflarea, pe la baza cuvei, de gaze reducătoare obţinute prin conversia gazului metan cu gaz de furnal reciclat [2].

În figura 2 sînt prezentate schematic bilanţul şi compoziţia chimică a gazului în cazul funcţionării furnalului în condiţiile arătate, pentru temperatura aerului suflat de 1 000°C.

În tabela 1 se arată datele obţinute din calcul. în cazul funcţionării unui furnal cu suflarea gazelor reducătoare pe la baza cuvei şi reciclarea lor în scopul regenerării, după metoda arătată, în comparaţie cu un furnal unde metanul se suflă prin gurile de vînt. În ambele cazuri temperatura aerului suflat a fost de 1 000°C.

Tabela 1

Locul de introducere a gazelor reducătoare	Denumirea gazelor introduse	Compoziţia chimică a gazelor introduse, %						Temp. gazelor reducătoare, °C	Cantitatea gazelor suflate Nm³/t fontă	Consumul de metan tehnic Nm³/t fontă	Consumul specific de cocs		Productivitatea furnalului	
		H_2	CO	H_2O	CO_2	N_2	CH_4				kg/t fontă	%	t fontă/m³ zi	%
Guri de vînt	Metan	—	—	—	—	—	100	20	107	107	571	100,0	1,401	100
Baza cuvei	Gaz de furnal regenerat cu metan	33,3	36,5	—	—	30,2	—	1 000	1 436	152	405	70,9	1 696	121,0

Din compararea datelor cuprinse în tabela 1 rezultă că, față de mersul de referință considerat, în cazul suflării cu metan prin gurile de vînt, se obține o economie de cocs de 166 kg/t fontă, adică de 29%, iar creșterea productivității furnalului este de 21%. Pe baza acestor considerații de ordin teoretic, s-a trecut la încercări la ICEM, într-un furnal experimental.

Experiențele cu furnalul experimental au cuprins două perioade :

— o perioadă de referință, în care furnalul a funcționat în regim clasic, fără recircularea gazelor regenerate și suflate pe la baza cuvei furnalului, timp de șase zile ;

— o perioadă de funcționare a furnalului cu recircularea gazelor de furnal regenerate și suflate pe la baza cuvei, timp de patru zile.

În ambele perioade, furnalul a prezentat un mers uniform și nu a avut nici un deranjament.

Din cauză că gazele reducătoare suflate pe la baza cuvei furnalului au avut o temperatură de 760—850°C, în loc de 1 000—1 100°C, la funcționarea furnalului, în această perioadă, s-a constatat o scădere a temperaturii din cuvă.

În ambele perioade de funcționare a furnalului, metalul evacuat a avut un conținut scăzut de C, Si și Mn. Aceasta se datorează faptului că descărcarea furnalului a fost făcută cu ajutorul țevilor de oxigen și că metalul evacuat la o descărcare era în cantitate mică. Cantitățile de C, Si și Mn, care s-au ars în timpul descărcării, au scăzut mult conținuturile respective din metalul evacuat.

După recirculare și regenerare și înainte de reintroducerea lor în furnal pe la baza cuvei, gazele au avut un conținut ridicat de ($CO + H_2$) (de 50—60%) și un conținut de metan neintrat în reacție, ceea ce dovedește că în convertoare procesul de conversie a metanului s-a desfășurat în mod corespunzător.

Parametrii principali de funcționare a furnalului în perioada de mers de referință, în comparație cu cei realizați în perioada de mers în regim de recirculare, sînt arătați în tabela 2. Din tabela prezentată se observă că, la o compoziție chimică aproximativ asemănătoare cu cea a metalului și a zgurei și la același consum de încărcătură pe tona de fontă, consumul specific de cocs în perioada de referință a fost de 3 390 kg/t fontă, față de 2 577 kg/t fontă în perioada de recirculare a gazelor de furnal. Valoarea absolută a consumului specific de cocs realizat în cele două perioade de experimentări este mult mai ridicată decît cea obținută în industrie. Lucrul acesta se explică prin pierderile termice, care sînt foarte mari la un furnal cu volum foarte mic, în comparație cu cele din cazul unui furnal de capacitate mare.

Cercetările efectuate la ICEM, cu ajutorul furnalului experimental, au dus la stabilirea unui procedeu pentru insuflarea, pe la baza cuvei, a gazelor de furnal, regenerate prin adaos de metan [3].

S-au făcut studii pentru aplicarea acestui procedeu în fază semiindustrială la un furnal de 213 m³ de la Combinatul siderurgic—Hnedoara [4]. Pentru aceasta s-a prevăzut ca furnalului să-i fie aduse o serie de modificări atît din punct de vedere constructiv, cît și din punct de vedere funcțional. Astfel, s-au prevăzut în afara celor trei caupere existente, două convertoare pentru regenerarea și preîncălzirea gazului de furnal reciclat. De asemenea, în afara gurilor de vînt obișnuite pentru aer, s-a prevăzut încă un rînd de guri de vînt amplasate la baza cuvei furnalului pentru suflat gaze reducătoare. S-au făcut calcule privind modificarea mersului în regim de suflare a gazelor reducătoare pe la baza cuvei, față de un mers de referință realizat de acest furnal. Din calcule rezultă că, reciclînd 708 Nm³ gaze de furnal/t fontă și suflîndu-le în furnal pe la baza cuvei după ce au fost în prealabil regenerate și preîncălzite, productivitatea furnalului crește de la 1,233 la 1,457 t fontă/m³ zi, iar consumul specific de cocs scade de la 811 la 685 kg/t fontă.

În acest mod, menținînd aceeași încărcătură a furnalului, s-a putut mări cantitatea de metan suflată în furnal, de la 78 la 155 Nm³/t fontă.

Tabela 2

Specificația	Unitatea de măsură	Perioada	
		referință	recirculare
Durata experimentării	zile	6	4
Caracteristicile aerului suflat			
Debitul	Nm³/h	261	241
Presiunea	mm col. apă	723	734
Temperatura	°C	732	823
Caracteristicile gazului recirculat			
Debitul	Nm³/h	—	281
Presiunea	mm col. apă	—	87
Temperatura	°C	—	845
Temperatura gazelor la evacuare	°C	514	626
Indicii de producție			
Fontă *Pe perioadă*	kg	3 202	2 716
produsă Medie pe zi	kg/zi	533,7	679
Zgură *Pe perioadă*	kg	3 225	2 310
realizată Medie pe zi	kg/zi	549	577
Raportul zgură/fontă	kg/t fontă	1 029	850
Consumul specific de minereu indian	kg/t fontă	1 019	1 262
Consumul specific de minereu Krivoi-Rog	kg/t fontă	510	382
Consumul specific de minereu de mangan	kg/t fontă	85	64
Consumul specific de calcar	kg/t fontă	679	576
Total încărcătură	kg/t fontă	2 293	2 284
Consumul specific de cocs	kg/t fontă	3 398	2 577
Consumul de metan tehnologic	Nm³/t fontă	—	703
Gazul recirculat pe tona fontă	Nm³/t fontă	—	9 938
Consumul de aer suflat	Nm³/t fontă	11 139	8 318
Indicii de reducere indirectă	—	47,9	59,5
Compoziția chimică a fontei			
C	%	2,05	2,41
Si	%	0,60	0,43
Mn	%	0,28	0,21
P	%	0,148	0,096
Compoziția chimică a zgurei			
SiO_2	%	35,75	35,02
Al_2O_3	%	13,17	12,60
CaO	%	37,06	37,38
MgO	%	1,20	2,08
MnO	%	4,06	2,71
FeO	%	6,29	6,52
S	%	1,44	1,41
Compoziția chimică a gazului de furnal			
CO_2	%	4,0	5,30
CO	%	29,7	28,20
H_2	%	3,1	14,10
CH_4	%	1,0	1,50
Compoziția chimică a gazului regenerat			
CO_2	%	—	3,35
CO	%	—	28,40
H_2	%	—	30,47
CH_4	%	—	1,91

Folosirea buretelui de fier la elaborarea fontei în furnal. În ultimii ani se experimentează cu succes în fază semiindustrială și industrială un nou procedeu pentru reducerea consumului specific de cocs și creșterea productivității — procedeul utilizării buretelui de fier (minereului prereduș) în încărcătura furnalului. Este vorba de introducerea în furnal a minereurilor parțial reduse, prin așa-numitele procedee de reducere directă, care utilizează agenți reducători mai ieftini decît cocsul metalurgic. Prin introducerea în furnal a buretelui de fier se micșorează mult cantitatea de oxigen din încărcătura furnalului, care este îndepărtat prin procedeele de reducere directă.

Concomitent cu eliminarea oxigenului, crește conținutul de fier. Ca urmare, scade și necesarul de C și CO care se consumă ca reducători în furnal, crește producția de fontă și scade consumul specific de cocs [5].

Primele încercări de folosire în furnal a minereurilor de fier prereduse s-au făcut în anul 1962 de către U. S. Bureau of Mines și Pikends Mather (S.U.A.), la un furnal experimental din Bruceton, Philadelphia, folosind pelete metalizate cu un conținut de pînă la 85% fier.

În anii 1964 și 1965 firma „Steelco" Steel Co. of. Canada Ltd. a experimentat la furnalul B al uzinei din Hamilton—Canada utilizarea unei cantități de circa 11 500 t pelete prereduse după procedeul SL/RN. Experimentările au arătat că, pentru fiecare 10% fier metalic în șarjă, crește productivitatea furnalului cu 9%, iar consumul specific de cocs scade cu 8,2%. Tot în anii 1964 și 1965 s-au reluat încercările de elaborare a fontei în furnalul experimental de la Bruceton (S.U.A.) cu alte minereuri prereduse.

În furnal circa 70% din totalul de oxigen existent în oxizii de fier ai minereului este eliminat destul de ușor la temperaturi joase. Restul de 30% din totalul de oxigen, sau 45% combinat sub formă de FeO, se elimină la temperaturi ridicate, așa cum se arată în reacțiile:

$$FeO + CO \rightarrow Fe + CO_2$$

$$CO_2 + C \rightarrow 2\,CO$$

Ultima reacție este cunoscută sub denumirea de reducere directă (reducere de carbon) și poate fi considerată ca o reacție endotermă de gazeificare a carbonului care pe lîngă faptul că mărește cantitatea de oxid de carbon pentru reducerea minereului, în partea superioară a cuvei, necesită un consum de carbon și de căldură.

Dacă reacția de reducere directă a FeO poate fi restrînsă prin utilizarea unei șarje care conține burete de fier, consumul de carbon se micșorează crescînd în același timp producția de fontă.

Alături de încercările efectuate în S.U.A., Canada și alte țări, privind îmbunătățirea funcționării furnalelor, prin utilizarea de burete de fier în încărcătură, se situează și experiențele similare făcute în România la furnalul 1 al Uzinei de fier—Vlahița (40 m³ volum util).

Incercările s-au făcut în două etape:

Incercările din etapa I au cuprins o perioadă de mers de referință și o perioadă de mers cu burete de fier. In perioada de mers cu burete de fier s-a înlocuit minereul hematitic cu o cantitate echivalentă de burete de fier provenit din același minereu hematitic. Deci, s-au înlocuit 518 kg/t hematită de India cu o cantitate de 454 kg/t burete de fier. Ca urmare, consumul specific de mangan (tehnologic) a scăzut cu 247 kg/t (14,4%).

În etapa a II-a de încercări s-a utilizat burete de fier în proporție de 35% din încărcătura metalică. Pentru compararea rezultatelor obținute, s-au luat rezultatele medii obținute în același furnal, în cursul trimestrului III 1965. În urma folosirii buretelui de fier, în această perioadă a rezultat o scădere a consumului specific de mangal tehnologic în medie de 316 kg/t sau de 26% față de trimestrul III 1965. Menținînd aceeași comparație, productivitatea furnalului a crescut cu 19%.

Rezultatele obținute în străinătate și în România au permis să se facă calcule privind eficacitatea utilizării buretelui de fier, produs la scară industrială, în furnalul de 700 m³ de la Combinatul siderurgic—Hunedoara.

În calcul s-a luat în considerare un burete de fier produs din minereu indian, avînd următoarea compoziție chimică: 85% Fe_{tot}; 72% Fe_{met}; 9,4% gangă; 5,6% oxigen. Prețul de cost al acestui burete s-a calculat în ipoteza fabricării lui într-o instalație industrială avînd o capacitate de producție zilnică de 600 t, amplasată la Combinatul siderurgic—Hunedoara și construită după procedeul ICEM. Pe această bază prețul de cost al buretelui de fier revine la circa 774 lei/t.

Pentru calculul eficienței folosirii buretelui de fier s-au luat ca referință consumurile specifice medii menționate în tabela 3.

Tabela 3

Denumirea	Consum specific, kg/t fontă	Conținutul de fier, %	Cantitatea de fier, kg
Aglomerat	1 756	44	775
Minereu Krivoi-Rog	80	50	40
Magnetită Ocna de fier	103	45	45,15
Minereu de Brazilia	31	655	20,2
Minereu India	68	63	42,8
Minereu Iacobeni	27	10	2,7
Țunder	15	68	11,8
Span	28	85	23,8
Total încărcătură metalică	2 108	—	960,45
cocs	712	—	—
calcar	276,75	—	—

Înlocuind circa 40% din fierul adus de aglomerat, rezultă că 395 kg burete de fier înlocuiește 696 kg de aglomerat.

Buretele de fier introdus aduce în șarjă o cantitate de 263 kg Fe_{met}, care reprezintă $\frac{263}{960} \cdot 100 = 27{,}4\%$ Fe_{met} în încărcătură.

Ținînd seamă de datele obținute de uzina din Hamilton—Canada rezultă că scăderea consumului specific de cocs va fi de 22,4%, iar creșterea productivității furnalului, de 24,6%. Din calcul rezultă că reducerea cheltuielilor pentru fabricarea unei tone de fontă în condițiile arătate, datorită scăderii consumului specific de cocs și creșterii productivității furnalului, va fi de circa 94 lei. Socotind o producție medie zilnică a furnalului de 830 t fontă, înseamnă că prin utilizarea buretelui de fier în încărcătura furnalului producția de fontă va crește cu peste 180 t/zi. Creșterea productivității furnalului duce la scăderea, în aceeași măsură, a investițiilor necesare pentru mărirea producției de fontă, nefiind nevoie de construcția unor furnale noi.

În prezent s-au făcut studii de către IPROMET și ICEM, pentru transformarea unui furnal din cadrul Combinatului siderurgic — Hunedoara într-o instalație de reducere directă, în vederea folosirii buretelui de fier produs într-unul din furnalele acestui combinat. Rezultatele acestor lucrări pledează în favoarea construcției unei instalații pentru producerea buretelui de fier la C.S.H. și a utilizării acestui produs la furnale.

Utilizarea aglomeratului cu bazicitate ridicată. Utilizarea pe scară din ce în ce mai mare a aglomeratului autofondant în încărcătura furnalelor a făcut ca însuşirile lui fizico-mecanice şi chimice să fie de o importanţă foarte mare pentru buna funcţionare a furnalelor.

Aglomeratul cu fondant are o reductibilitate mai bună decît aglomeratul fără adaos de calcar, însă o rezistenţă mecanică mai scăzută. Pentru obţinerea unei eficacităţi maxime la folosirea aglomeratului autofondant, în ceea ce priveşte îmbunătăţirea proceselor din furnal şi reducerea consumului specific de cocs, trebuie stabilit indicele de bazicitate căruia îi corespunde o reductibilitate şi o rezistenţă mecanică optimă a aglomeratului.

Aceasta a făcut obiectul cercetărilor efectuate în cursul anului 1966 la Institutul de cercetări metalurgice în faza laborator şi pilot, folosind o şarjă de aglomerare asemănătoare celei de la aglomeratoarele C.S.H. În urma acestor experimentări au rezultat următoarele (fig. 3):

— Pentru intervalul de bazicitate 0,4 — 0,5 s-a constatat că reductibilitatea şi rezistenţa mecanică optimă o are aglomeratul de bazicitate 1,8 — 2,1, datorită pre-

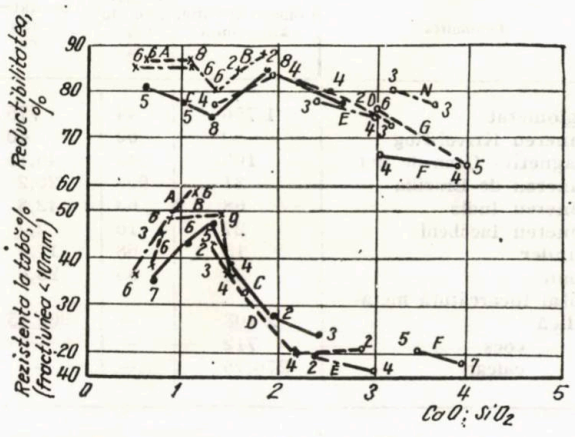


Fig. 3 Variaţia rezistenţei la tobă şi a reductibilităţii în funcţie de bazicitate.

zenţei în proporţie relativ mare a feritului de calciu, a maghemitului şi a conţinutului scăzut de magnetit.

— Rezistenţă mecanică şi reductibilitate bună au şi aglomeratul de bazicitate 0,4 — 0,6, cu un consum de cocs relativ scăzut (4 — 5%), datorită coexistenţei în acest aglomerat a magnetitului şi feritului de calciu în cantităţi sensibil egale.

— Aglomeratul de bazicitate 1,2 — 1,4 prezintă caracteristici slabe: are rezistenţa mecanică cea mai scăzută, iar reductibilitatea este mai mică decît a aglomeratului cu bazicitatea 0,4 — 0,6 şi 1,8 — 2,1; aceasta, din cauza conţinuturilor relativ scăzute atît de magnetit, cît şi de ferit de calciu;

— Ridicarea bazicităţii aglomeratului de la 1,2 — 1,4 la 1,8 — 2,1 nu necesită mărirea consumului de cocs, iar productivitatea instalaţiei rămîne constantă;

— Aglomeratul cu bazicitate ridicată (peste 3,0) are o bună rezistenţă mecanică, însă o reductibilitate slabă. Neomogenitatea mare a structurii acestui aglomerat face ca proprietăţile lui să varieze în limite largi. Rezistenţa la intemperii este foarte scăzută la aceste bazicităţi, iar procesul de aglomerare necesită un consum ridicat de cocs (12 — 14%) [6].

La experimentările de aglomerare efectuate tot în anul 1966, în Franţa (la IRSID) şi în R.F.G. în fază de laborator şi pilot, s-a ajuns la concluzii asemănătoare (fig. 4 şi 5).

În urma cercetărilor efectuate în 1966 la ICEM şi în octombrie 1967 la aglomeratorul nr. 1 C.S.H., s-a

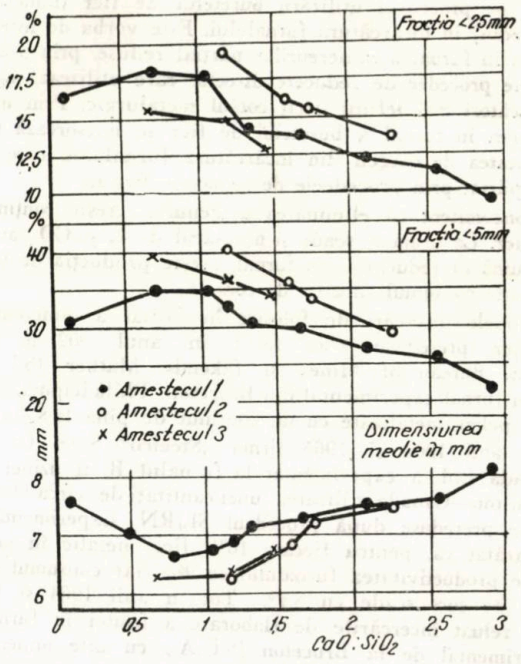


Fig. 4 Diagrama variaţiei rezistenţei la tobă şi a reductibilităţii.

experimentat fabricarea aglomeratului de bazicitate 1,8. Acest aglomerat s-a utilizat apoi la furnalul nr. 5, în amestec cu aglomerat de bazicitate 0,4—0,8.

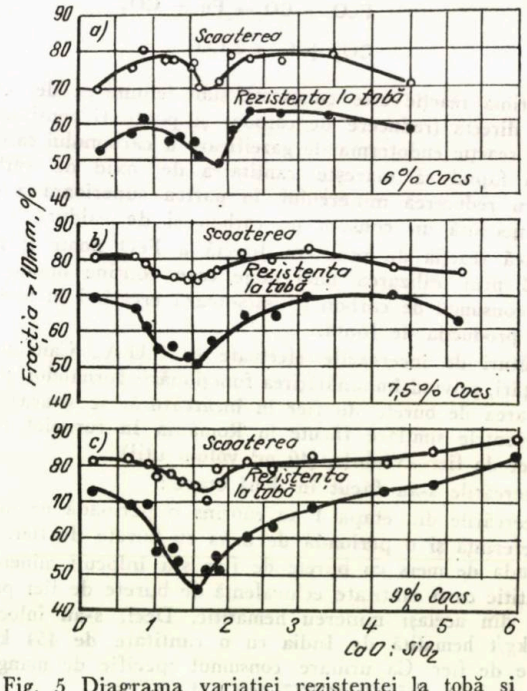


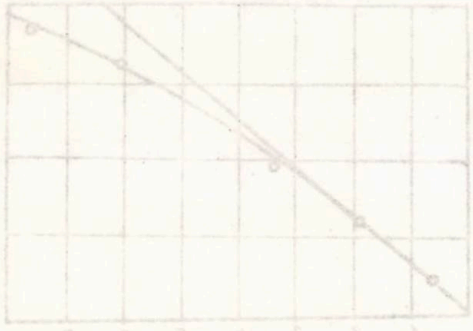
Fig. 5 Diagrama variaţiei rezistenţei la tobă şi a reductibilităţii.

În urma încercărilor efectuate s-a constatat că aglomeratul de bazicitate 1,8 — 2,1 se aglomerează în bune condiţii, fără a produce dificultăţi tehnologice. Acest

aglomerat a avut o granulație mai omogenă decît cel de bazicitate 1,1 — 1,2 și o mai bună rezistență mecanică. Utilizarea la furnal a aglomeratului de bazicitate 1,8, împreună cu aglomeratul de bazicitate 0,4—0,8, s-a făcut fără deranjarea mersului furnalului. S-a constatat că acest amestec de aglomerat prezintă o bună permeabilitate la gaze, furnalul primind în această perioadă un debit mărit de aer cald.

Din cauza dificultăților de flux tehnologic (lipsă de spațiu de depozitare a aglomeratului produs, necesitatea producerii a trei sorturi de aglomerat pe zi etc.) compoziția chimică a celor două sorturi de aglomerat special nu s-a încadrat riguros în limitele propuse în planul de lucru. Aceste dificultăți nu au permis să se stabilească exact valoarea modificărilor indicilor tehnico-economici la aglomerator și furnal, în cursul experimentărilor.

Se consideră util ca C.S.H. să studieze posibilitatea continuării experimentărilor de producere a celor două sorturi de aglomerat (de bazicitate 1,8 — 2,0 și 0,4 — 0,6) în vederea folosirii lor simultane la furnale.



BIBLIOGRAFIE

[1] Avram C. și Țocu P. *Folosirea oxigenului la furnale.* O.D.P.T. — M.I.M., 1968.

[2] Tripșa I., Avram C., Hătărăscu O. și Atanasiu Gh. *Cercetări în vederea reducerii consumului specific de cocs la furnale.* Cercetări metalurgice ICEM, nr. 9, 1967.

[3] * * * *Procedee și instalație pentru exploatarea furnalelor.* Brevet R.S. România nr. 49 132.

[4] * * * *Reducerea consumului specific de cocs la elaborarea fontei, prin insuflare de gaze reducătoare, obținute prin conversia metanului.* Studiu ICEM, 1966.

[5] Hătărăscu O. *Elaborarea fontei utilizînd minereuri de fier prereduse în încărcătura furnalului.* București, I.D.T., 1966.

[6] Avram C., Țocu P. ș.a. *Cercetări privind determinarea bazicității optime a aglomeratului.* Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 249—255.

Cinetica oxidării carburii de siliciu

Chim. ARIANA KAIM şi ing. N. ŞTEFĂNESCU
Uzina Carbochim — Cluj

CZ 661.665.1:669.056.9

Carbura de siliciu şi-a găsit o aplicaţie largă în industrie, ca material abraziv şi ca material refractar. Acest lucru este demn de relevat şi constituie o realizare remarcabilă dacă se ţine seamă de instabilitatea termodinamică a carburii de siliciu, la temperaturi ridicate, în atmosferă oxidantă.

Utilizarea carburii de siliciu la temperaturi ridicate este posibilă datorită protecţiei conferite de pelicula de bioxid de siliciu, formată pe suprafaţa granulelor de carbură de siliciu.

Comportarea carburii de siliciu la temperaturi ridicate este oarecum asemănătoare cu cea a aluminiului metalic la temperatura camerei. Ambele materiale datorează aceste proprietăţi faptului că viteza de reacţie este foarte mult redusă de pelicula protectoare de oxid. Astfel, utilizarea la temperaturi ridicate a carburii de siliciu este condiţionată de cunoaşterea cineticii de oxidare [1].

Oxidarea carburii de siliciu a fost studiată de numeroşi cercetători. Concluzia principală care se poate trage din lucrările acestora este că oxidarea carburii de siliciu începe la o temperatură situată în jur de 800°C. Determinările efectuate în aer (viteza de oxidare fiind determinată pe baza creşterii în greutate) au dus la concluzia că la 950°C viteza de oxidare nu este determinată de difuzie, dar la temperaturi mai ridicate (1 400°C) viteza de oxidare a carburii de siliciu este determinată de viteza de difuzie a oxigenului; peste 1 600°C produsele de oxidare volatilizîndu-se rapid, viteza de oxidare poate fi considerată ca fiind egală cu însăşi viteza de reacţie.

Unii cercetători au considerat că oxidarea carburii de siliciu la bioxid de siliciu are loc în conformitate cu o reacţie parabolică, iar fenomenul care determină viteza de oxidare este creşterea stratului de SiO_2 printr-un proces de difuzie în fază solidă. În acest caz, nu s-a ţinut seamă de aria superficială, nemenţionîndu-se că o dată cu creşterea ariei suprafeţei superficiale creşte şi viteza de oxidare, deci granulele de carbură de siliciu se oxidează cu atît mai repede, cu cît sînt mai fine.

În vederea determinării legii matematice care caracterizează cinetica oxidării carburii de siliciu s-au efectuat numeroase experienţe cu granule fine (micropulberi) de carbură de siliciu tehnică, verde, de granulaţie M40 —M28 (40—28 μ), cu ajutorul unui aparat termogravimetric, prin măsurarea continuă a creşterii în greutate a granulelor în funcţie de timp.

Aparatura utilizată a constat dintr-un arc elicoidal de SiO_2, un catetometru şi un cuptor electric cu care s-a putut obţine temperatura maximă, de 1 600°C. Proba sub formă de granule fine, aşezată într-un creuzet poros de alumină, a fost suspendată de arcul de cuarţ prin intermediul unei vergele de alumină. Viteza de oxidare s-a studiat într-o atmosferă de oxigen uscat (prin trecerea peste acid sulfuric concentrat, alumină activată şi P_2O_5). Natura cristalină a produşilor de oxidare s-a determinat prin difracţie cu raze X şi cu ajutorul unui spectrometru în infraroşu.

Toţi cercetătorii au fost de acord că cinetica procesului de oxidare este reprezentată de o lege parabolică. În figura 1 se indică abaterea datelor experimentale de la legea parabolică.

Legea parabolică presupune inerent că difuzia are loc într-un strat de grosime variabilă, dar că reacţia se desfăşoară pe o arie interfacială constantă. Acest lucru înseamnă că aria superficială a particulelor de carbură de

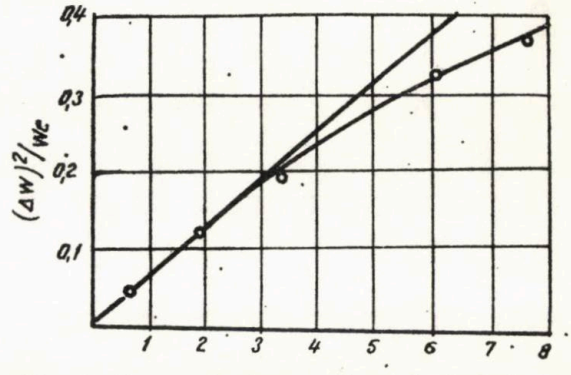


Fig. 1. Abaterea datelor experimentale de la legea parabolică.

siliciu care iau parte la reacţie trebuie să fie menţinută constantă, legea parabolică fiind astfel absolut valabilă. Excesul de bioxid de siliciu duce la oxidarea carburii de siliciu formate, cu reducerea randamentului transformării [2].

Ţinînd seamă de consideraţiile prezentate, este evident că teoria oxidării particulelor fine de carbură de siliciu trebuie să includă şi un factor de corecţie a ariei interfaciale. Pentru acest motiv problema este tratată matematic, în felul următor [3]:

Prima lege a lui Fick poate fi scrisă în felul următor:

$$\frac{dn}{dt} = -AD\frac{\Delta C}{\Delta x}, \qquad (1)$$

unde A reprezintă aria superficială;
D — constanta de difuzie;
n — numărul de particule sau ioni ce difuzează;
$\frac{\Delta C}{\Delta x}$ — gradientul de concentraţie.

Dacă se presupune că gradientul de concentraţie este linear, ΔC devine egal cu $1/\lambda^3$, unde λ este diametrul moleculei care difuzează, iar Δx devine egal, atunci cînd particulele sînt sferice, cu $(r_0 - r_0)$ unde r_0 este raza

inițială a granulei sferice. Constanta de difuzie D poate fi scrisă sub forma $\lambda^2 K'$ unde K' este constanta specifică de viteză.

În ecuația (1) n constituie numărul de molecule care difuzează. Identitatea exactă a speciilor care difuzează este necunoscută, dar acestea pot fi ioni de interstiție, locuri vacante sau molecule. Utilizînd egalitățile indicate, prima lege a lui Fick devine:

$$\frac{dn}{dt} \cdot \frac{-4\pi r^2 K}{\lambda (r_0 - r)} \tag{2}$$

Numărul total de specii care difuzează, care pot intra în procesul de oxidare, constituie o funcție a volumului inițial de carbură de siliciu.

Deci

$$n = \frac{4/3\,\pi r^2}{v}, \tag{3}$$

unde v este volumul ocupat de speciile care difuzează și este egal cu λ^3. Diferențiind ecuația (3) și înlocuind valoarea lui v, se obține:

$$\frac{dn}{dt} = \frac{4\pi r^2}{\lambda^3} \cdot \frac{dr}{dt} \tag{4}$$

Din ecuațiile (3) și (4) se obține

$$\frac{dr}{dt} = \frac{-\lambda^2}{r_0 - r} K' \tag{5}$$

Gradul de oxidare R poate fi exprimat prin raza r a granulei de carbură de siliciu, astfel încît

$$R = \frac{r_0^3 - r^3}{r_0^3} \tag{6}$$

Ecuația (5), exprimată prin gradul de oxidare, devine:

$$\frac{dR}{dt} = \frac{3(1-R)^{2/3} \lambda^2 K'}{r_0^3 [1-(1-R)^{1/3}]}, \tag{7}$$

prin integrare obținîndu-se

$$[1-(1-R)^{1/3}]^2 = \frac{2\lambda^2}{r_0^2} K_0 K' \tag{8}$$

Factorul K_0 introdus în ecuația (8) este o corecție pentru rugozitatea superficială a granulei și numărul de locuri chimic active, respectiv acele centre de pe suprafață la care reacția poate să aibă loc sau numărul de traiectorii de difuzii posibile, în funcție de mecanismul cinetic de oxidare.

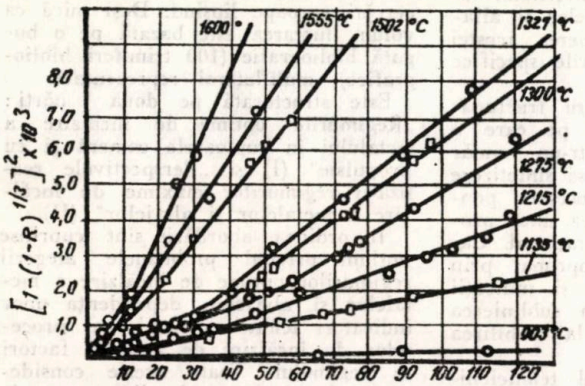


Fig. 2. Reprezentarea grafică a gradului de oxidare determinat experimental în funcție de timp.

Figura 2 redă o prezentare grafică a datelor din ecuația (8), determinate experimental în funcție de timp.

La temperaturi relativ scăzute (900—1 200°C) se obțin linii drepte. Produsul de reacție la aceste temperaturi a fost silicea amorfă. Peste 1 200°C pelicula de silice amorfă se transformă în cristobalit. Transformarea silicei amorfe în cristobalit corespunde variației unghiului de înclinație a curbelor reprezentate grafic în figura 2 [4].

Grosimea stratului de cristobalit și timpul de formare indică o viteză de nucleație (formarea centrelor de transformare) extrem de mică. Acest fapt se datorează lipsei vaporilor de apă, iar atunci cînd oxidarea are loc nu într-o atmosferă uscată de oxigen, ci în prezența vaporilor de apă, viteza de nucleație este mult mai mare.

Ecuația (8) a fost dedusă pe baza ipotezei că mărimea particulelor inițiale este constantă. În realitate, într-o fracție granulometrică de carbură de siliciu tehnică, există particule de diferite mărimi. Probele care conțin particule de diferite mărimi pot fi comparate cu ajutorul timpului care corespunde unui anumit grad de oxidare bine determinat (R_T), exprimat în %. Introducînd R_T și T în ecuația (8) și eliminînd $2\lambda^2 K'/r_0^2$, se obține:

$$[1-(1-R)^{1/3}]^2 = [1-(1-R_T)^{1/3}]^2 \, t/T \tag{9}$$

Diferitele probe de carbură de siliciu pot fi comparate reprezentîndu-se grafic datele obținute în conformitate cu ecuația (9), R_T fiind identic la fiecare sistem.

Constanta specifică de viteză K' este o constantă dependentă de temperatură și poate fi exprimată prin următoarea ecuație:

$$K' = K \frac{KT}{h} \exp\left(\frac{-\Delta H}{RT} + \frac{\Delta S}{R}\right), \tag{10}$$

unde K este constanta lui Boltzman;

T — temperatura;

h — constanta lui Planck;

K — coeficientul de transmisie considerat ca fiind egal cu 1;

ΔH — entalpia de activare;

ΔS — entropia de activare;

R — constanta gazelor.

Astfel ecuația (8) devine:

$$\frac{[1-(1-R)^{1/3}]^2}{t} = K_0 \frac{2\lambda^2 KT}{h} \exp\left(\frac{-\Delta H}{RT} + \frac{\Delta S}{R}\right) \tag{11}$$

Partea din dreapta ecuației (11) reprezintă unghiul de înclinație K al liniilor din figura 2. Reprezentînd grafic K/T în funcție de $1/T$ se poate evalua ΔH.

Valoarea lui ΔH pentru silicea amorfă formată prin oxidarea la temperaturi de pînă la 1 200°C pe suprafața granulelor de carbură de siliciu este de 20,2 kcal/mol, iar pentru cristobalit sub formă poliformă, în care se transformă silicea de pe suprafața granulelor de SiC la o temperatură de peste 1 200°C, se obține o valoare de 15,6 kcal/mol. Aceste valori caracterizează reacția totală de oxidare a carburii de siliciu, energia de difuzie a oxigenului prin stratul de siliciu fiind de 31,2 kcal/mol [5].

Valorile entropiei de activare includ și factorii de corecție pentru rugozitatea superficială a granulelor de carbură de siliciu, precum și pentru numărul de centre de activare la care are loc propagarea oxidării prin difuzie.

În cazul în care atmosfera oxidantă conține și vapori de apă, viteza de oxidare a carburii de siliciu este mult accelerată.

S-a studiat influența presiunii parțiale a oxigenului asupra vitezei de oxidare a carburii de siliciu. S-a găsit

că viteza de oxidare crește o dată cu creșterea concentrației de oxigen. Comportarea la oxidare a carburii de siliciu tehnice cu 99% SiC nu diferă de comportarea la oxidare a carburii de siliciu extrapure, ceea ce demonstrează că prezența impurităților (1%) nu modifică cinetica procesului de oxidare [6].

În concluzie, se poate arăta că pelicula de bioxid de siliciu care se formează protejează de oxidare granulele de carbură de siliciu pe suprafața cărora se formează, viteza de oxidare fiind determinată de viteza de difuzie a oxigenului pe acest strat. Produsul de oxidare pînă la 1 200°C este silicea amorfă care peste 1 200°C se transformă în cristobalit. Atît silicea amorfă, cît și cristobalitul protejează de oxidare granulele de carbură de siliciu, datorită faptului că difuzia oxigenului prin aceste straturi are loc încet. Mecanismul de oxidare este reprezentat prin ecuația (8), viteza de oxidare fiind influențată de conținutul de vapori de apă și de oxigenul din atmosferă și de mediul în care are loc oxidarea [7].

Bibliografie

[1] Rudenberg H. G. *Resistivity messuring techniques in semiconductors.* National Electronics Conference, oct., 1958.

[2] Torrey H. C. și Whitmer C. A. *Crystal Rectifiers.* New-York, McGraw-Hill, 1968.

[3] Chang H. C. și Kroko L. J. *Preparation of silicon carbide single crystals and their use in rectifiers.* An. Inst. Elect. Engrs. Conference Paper 57—1131, Chicago, Illinois, 1967.

[4] Chang H. C. și Kroko L. J. *Preparation of silicon carbide single crystals and their use in rectifiers presented at the Semiconductor Device Research Conference at Boulder.* Colorado July 15—17, 1967.

[5] Hunter L. P. *Handbook of Semiconductor Electronics.* New-York, McGraw-Hill, 1956.

[6] Lely J. A. și Kröger F. A. *Procedings of the Germisch Conference,* 1966.

[7] Philips J. și Chang H. C. Inst. Radio, Engrs. Trans. on Electron Devices, vol. ED-5, 1958, p. 13—18.

RECENZII

I. Lupescu, A. Petrișor și C. Rădulescu. SUDAREA SUB STRAT DE FLUX ÎN BAIE DE ZGURĂ ȘI ÎN MEDII PROTECTOARE. București, Editura tehnică, 1968, 296 pag., 148 fig., 42 tab., 50 ref. bibl.

În ultimii ani se constată, ca un fapt îmbucurător, o îmbogățire a literaturii tehnice românești cu lucrări din domeniul sudării. Urmărind cu consecvență în acest domeniu o politică de carte rațională, Editura tehnică promovează actualmente apariția unor lucrări la nivel mediu-superior, cu pronunțat caracter tehnologic, vizînd procedeele moderne de sudare.

Pe această linie se înscrie și lucrarea recenzată.

Corespunzător grupelor de procedee care îi formează obiectul, lucrarea este sistematizată în trei părți, începînd cu sudarea sub flux, procedeu căruia i se acordă spațiul cel mai extins din cuprinsul lucrării.

După o trecere în revistă a schemelor diferitelor variante, a clarificării acestora, a avantajelor și domeniilor de folosire, sînt expuse bazele metalurgice și tehnologice ale procedeului. Capitolul cel mai amplu din această parte tratează tehnica sudării sub strat de flux și unele cazuri particulare de folosire a acestui procedeu. El se încheie cu probleme de normare a consumului de materiale și timp, precum și cu unele particularități din domeniul protecției muncii.

Partea a doua este consacrată sudării electrice în baie de zgură, concepută în mod similar cu partea întîi, adică tehnica sudării este expusă pe baza tratării anterioare a bazelor teoretice necesare. Separat se tratează defectele îmbinărilor sudate și indicii tehnico-economici ai procedeului.

Ultima parte se referă la sudarea în mediu de gaze protectoare, sudarea în mediu de bioxid de carbon și sudarea în medii de gaze inerte cu electrod refractar. Detalierile aferente sudării în mediu de gaze inerte, cu electrod fuzibil, sînt făcute în cuprinsul penultimului capitol tratînd particularitățile sudării diferitelor oțeluri, precum și a metalelor și aliajelor neferoase. În încheierea acestei părți sînt abordate măsurile specifice de protecția muncii.

Autorii, cunoscuți pentru fructuoasa experiență industrială pe care o posedă, au reușit ca într-un număr nu prea mare de pagini să sintetizeze principalele cunoștințe necesare pentru alcătuirea și urmărirea unui proces tehnologic de sudare rațional. Caracterul de ghid este imprimat prin numărul mare de tabele și indicații practice, precum și prin sublinierea metodologiei de urmat la stabilirea tehnologiilor.

Adresîndu-se în special tehnicienilor și inginerilor care lucrează nemijlocit în probleme de sudare, ea este utilă de asemenea studenților de la facultățile cu profil mecanic, precum și proiectanților de construcții sudate.

Dr. ing. V. MICLOȘI

S. A. Malîi. ECONOMICINOINAGREV METALLA (ÎNCĂLZIREA ECONOMICĂ A METALELOR ȘI ALIAJELOR) Moscova, Editura Metallurghia, 1968, 192 pag., 43 fig.

Prezenta monografie se înscrie pe linia lucrărilor teoretice care tratează unele aspecte ale proceselor tehnologice din metalurgie și mai ales fundamentarea lor teoretică. De la început trebuie precizat că lucrarea lui S. A. Malîi abundă în calcule matematice. Toate procesele de încălzire sînt analizate pe considerente termotehnice, datele rezultate din încercări aproape lipsind. Deși mică ca volum, lucrarea este bazată pe o bogată bibliografie (100 trimiteri bibliografice), multilateral reprezentată.

Este structurată pe două părți: „Regimurile optime de încălzire a metalului în cuptoarele cameră și cu propulsie" (I) și „Perspectivele realizării regimurilor maxime de încălzire a metalelor și aliajelor" (II).

În ordinea abordării sînt cuprinse noțiuni privind problemele alegerii regimurilor optime de încălzire a metalelor și aliajelor, dependența unor indicatori tehnico-economici ai proceselor de încălzire de anumiți factori ai regimului. Toate aceste considerente sînt tratate atît din punct de vedere științific, cît și din punct de vedere economic, formulîndu-se atît premisele, cît și rezultatele care se pot obține.

Foarte amplu este prezentată încălzirea metalului cu oxidare minimă. Datele cuprinse, mai ales în ceea

ce privește analiza procesului termic de încălzire și a atmosferei din cuptor, se poate afirma, fără echivoc, că reprezintă adevăratul merit științific al lucrării. În această ordine de idei, autorul a cuprins grafice optime, pornindu-se de la cele mai simple procese, pînă la cele mai complicate, indicîndu-se de fiecare dată controlul limitelor procesului. Separat sînt cuprinse influența inerției și întîrzierii acțiunii coordonatoare asupra graficului optim de încălzire, dependența eficacității optime față de continuitatea încălzirii, controlul valorii temperaturii și confirmarea experimentală a eficacității reglajului optim.

O noutate a lucrării este și aceea că se tratează regimurile de încălzire a lingourilor și semifabricatelor în corelație cu procesul de lucru la laminor. Din acest punct de vedere se studiază amănunțit modul de alegere a temperaturii constante și a regimului de încălzire care asigură obținerea valorii minime a arsurii formate pe metale și aliaje. Și pentru aceste cazuri sînt analizate limitele tehnologice, timpul optim al procesului. Sînt cuprinse și date privind regimurile de încălzire în cuptorul experimental care reduce valoarea totală a combustibilului consumat. Și în acest caz sînt cuprinse diferite regimuri ale graficelor de încălzire.

În partea a doua a lucrării sînt sistematizate date privind realizarea regimurilor optime în cuptoarele de încălzire, compararea posibilităților cuptoarelor de diferite tipuri și posibilitățile sistemelor care controlează regimul de încălzire a metalului. Separat se dau metodele de măsurare a temperaturii suprafeței semifabricatelor care se găsesc în cuptoare. Se descriu aparatele care înregistrează consumul caloric la laminarea semifabricatelor, corectarea regimului de căldură a cuptoarelor de trecere la schimbările de temperatură a laminatelor. Un spațiu adecvat este acordat regimurilor optime de încălzire a metalelor în cuptoarele experimentale, determinarea algoritmului pentru realizarea graficului optim de încălzire a metalului în cuptorul trizonal.

Recomandăm lucrarea studenților și inginerilor termotehnicieni care lucrează în industria metalurgică.

Ing. C. RĂDULESCU

E. A. Iabnilovici ș.a. GIUGUNÎ, FEROSPLAVÎ I PROKAT CIORNIH METALLOV (FONTE, FEROALIAJE ȘI LAMINATE DIN ALIAJE FEROASE). Indreptar. Moscova, Editura Metallurghia, 1968, 670 pag., 275 fig.

Amploarea pe care a luat-o industria siderurgică, lărgirea sortimentelor, folosirea unui personal numeros în sectoarele plan-economic, inclusiv din serviciile comerciale ale uzinelor construcțiilor de mașini, implică sistematizarea numeroaselor date privind fontele și oțelurile. Aceste considerente le-a avut în vedere cu certitudine și colectivul de autori ai prezentului îndreptar. Cum se și menționează în lucrare, autorii au avut în vedere ca îndreptarul să cuprindă datele necesare pentru alegerea justă a oțelurilor și fontelor, comanda și dimensiunile semifabricatelor, sortimentul, compoziția chimică, proprietățile mecanice, tehnologice, aspectul exterior, ambalarea și marcarea fontelor, feroaliajelor și oțelurilor.

De fapt îndreptarul cuprinde toate aspectele principale ale aliajelor feroase : fonte, feroaliaje, oțeluri, precum și date privind fierul vechi, deșeurile etc.

Îndreptarul este împărțit în patru părți ; „Fonte, feroaliaje și fier vechi" (I), „Laminate din aliaje feroase" (II), „Oțel tras la rece calibrat" (III), „Finisarea și livrarea de aliaje feroase" (IV).

În prima parte a îndreptarului sînt incluse caracteristicele fontelor, feroaliajelor, fierului vechi, deșeurilor din aliaje feroase Sînt cuprinse date privind materialele din încărcătura cuptoarelor de elaborare a fontelor și feroaliajelor. Separat se dau caracteristicile materialelor pentru dezoxidarea și alierea metalelor cu metale neferoase (aluminiu și nichel).

În partea următoare îndreptarul conține date despre laminarea aliajelor feroase. Ținînd seama de condițiile diferite de producție, de. solicitările materialului, această parte este subdivizată în două și anume : oțelul carbon obișnuit și slab aliat ; oțelul carbon de calitate și înalt aliat. Pentru o folosire mai rapidă, îndreptarul are în fiecare capitol date separate, după sortimentul de laminate (tipuri, profile, dimensiuni, toleranțe etc.) și după cerințele tehnice (marcarea, compoziție chimică, proprietățile mecanice și tehnologice, aspectul exterior, inscripționarea) pentru fiecare tip de oțel în parte. Se studiază sortimentul profilelor laminate (oțel de uz general, profilat, oțel profilat cu destinație specială, oțel pentru șine de cale ferată, oțel cu profile deosebite), sortimentul de table (din oțel carbon de uz general, din oțel cu compoziție deosebită). Sînt cuprinse cerințele tehnice care se impun pentru oțelul carbon obișnuit și slab aliat cu rezistență ridicată, sortimentul profilelor laminate (oțel rotund, oțel pătrat, oțel hexaedric și oțel profilat). Separat sînt date privind oțelurile de calitate și înalt aliate (pentru scule și laminate sub formă de tablă). Un spațiu adecvat este acordat și oțelului carbon de scule și oțelurilor placate, oțelurilor și aliajelor cu proprietăți speciale.

Evident, lucrarea nu poate fi folosită în întregime în țara noastră deoarece se bazează exclusiv pe standardele existente în U.R.S.S. Ceea ce trebuie apreciat în mod deosebit este multitudinea de date prelucrate, cu ajutorul cărora, chiar dacă nu se fac referiri la echivalența cu alte oțeluri, dar după criteriile generale de echivalență se pot compara cu caracteristicile mecanice, tehnologice și fizice ale oțelurilor sovietice în paralel cu oțelurile de proveniență românească. Îndreptarul poate constitui totuși un model pentru redactarea unei lucrări de sinteză din acest domeniu, cele cîteva încercări românești de pînă acum putînd fi apreciate ca insuficiente atît ca volum, cît și ca mod de expunere a materialului, ele adresîndu-se exclusiv celor care produc sau recomandă folosirea diferitelor tipuri de aliaje la construcția diferitelor mașini și agregate, personalul care se ocupă de latura economică, aprovizionare și desfacere fiind încă privat de existența unui asemenea îndreptar.

Ing. C. RĂDULESCU

Mașini și instalații pentru întreprinderi metalurgice livrate de exportul polonez

Asociația întreprinderilor metalurgice poloneze din Katovice, Lompy 14, care prelucrează fonta și oțelul, cuprinde în total 83 de întreprinderi metalurgice, printre care :

43 întreprinderi industriale ;

3 birouri de proiectare ;

2 institute de cercetări ;

o întreprindere pentru completarea livrărilor HAPEKO (Furnizor general).

Celelalte sînt întreprinderi comerciale, de asistență tehnică precum și de construcții și montaje.

Metalurgia poloneză utilizează în total circa 200 000 de salariați. În cursul ultimilor 20 de ani s-au realizat mari progrese în domeniul producției metalurgice :

Producția de oțel a crescut de la 1,4 mil. t oțel brut, în anul 1938, la circa 10 mil. t în anul 1967. Aceste realizări sînt rezultatul unor investiții importante, care au dus la construcția unor uzine noi și la reconstrucția și modernizarea celor existente, învechite.

Baza materială necesară a fost realizată prin înființarea biroului de proiecte și construcții, precum și prin construirea unor noi fabrici care livrează mașinile și instalațiile destinate metalurgiei. Descoperirile proprii centralizate, precum și posibilitățile de producție în domeniul echipării uzinelor, au permis dezvoltarea exportului.

În domeniul exportului unor obiective metalurgice complete trebuie menționate în special următoarele realizări :

- **Livrarea a două linii de laminare complete pentru India (pentru firma Prakash și Singh) în execuție rezistentă la clima tropicală ;**
- **Exportul unor agregate de laminare complete pentru uzina Store din R.S.F. Jugoslavia ;**
- **Exportul unei instalații de laminare brută, cu diametrul de 750 mm, pentru uzina Riesa din R.D.G. ;**
- **Livrarea unui echipament complet pentru o instalație de sinterizare la uzina Jesenice din R.S.F. Jugoslavia ;**
- **Exportul de agregate de laminare pentru U.R.S.S. ;**
- **Modernizarea unei instalații pentru bare și sîrmă la fabrica de cupru SAE din Alexandria — Egipt ;**
- **Livrarea unei linii tehnologice de laminare fină și pentru sîrmă, la Hama — Siria.**

În Polonia s-au executat proiecte pentru întreprinderi metalurgice complete precum și pentru secții separate și s-au livrat echipamentele respective necesare,

În cele ce urmează se specifică posibilitățile referitoare la export :

1. ECHIPAMENTE COMPLETE PENTRU UZINE METALURGICE, RESPECTIV INSTALAȚIILE PARȚIALE NECESARE

Instalații separate

Secții de furnale

Secții de preparare a minereurilor, instalații de sinterizare cu suprafața utilă a benzii de sinterizare de 30 pînă la 100 m², furnale de diferite capacități (de la 100 pînă la 1 000 t), precum și elemente de construcție separate și cele destinate instalațiilor de furnale.

Echipamente pentru cocserii

Instalații pentru cocseriile care utilizează cărbune compactat, instalații pentru fabricarea cocsului în forme, echipament pentru rafinării de gudron și pentru întreprinderi care prelucrează derivate ale cărbunelui, instalații de defenolizare.

Instalații pentru oțelării

Cuptoare pentru topirea oțelului, cuptoare Martin cu boltă mobilă, precum și cuptoare cu arc electric, agregate de turnare, instalații de extrudare, instalații pentru turnarea oțelului nealiat și a oțelului înnobilat, instalații de degazare a oțelului.

Instalații de laminare

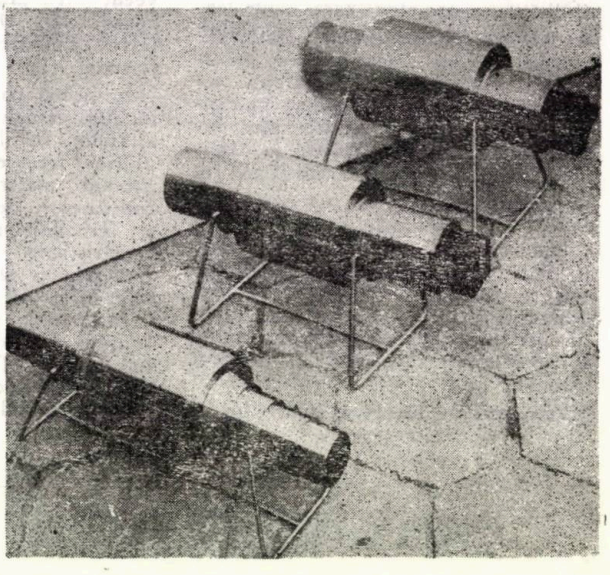
Uzine cu laminoare bluming, linii tehnologice mici și mari de laminarea șinelor, profilelor, barelor, sîrmei, tablelor, instalații pentru prelucrarea produselor finite, ca : foarfeci pentru tăierea la cald și la rece, mașini de îndreptat table, țevi, profile ș.a., angrenaje cu role, transmisii de mare capacitate etc.

Instalații pentru operațiile auxiliare din uzinele de laminare

Instalații de zincare și de zincare prin corodare, instalații pentru aplicarea mărcilor (patentelor) la sîrme precum și pentru degresare etc.

2. LAMINOARE PENTRU UZINE METALURGICE

Singurul exportator de laminoare pentru uzine metalurgice este CENTROZAP. Această unitate comercială pentru export livrează cilindri turnați din fontă, din oțel sau din oțel forjați. Există mari posibilități pentru satisfacerea cerințelor și condițiilor puse de beneficiari referitoare la dimensiuni, la felul și la finisarea laminoarelor. Pînă în prezent beneficiarii



cărora se livrează laminoarele poloneze sînt : R.S.F. Jugoslavia, R.P.U., R.S.R., Coreea de Nord, Egiptul, India, Pakistanul și Țările Scandinave.

Unele țări ca, de exemplu, R.S.F. Jugoslavia, India, Egiptul și Coreea sînt clienți permanenți și comandă de mulți ani, în mod continuu, un mare sortiment de laminoare.

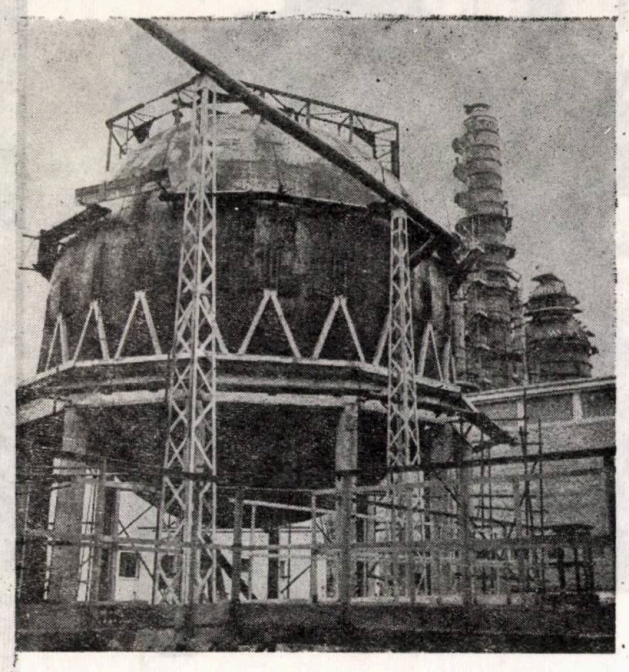
3. CONSTRUCȚII DIN OȚEL

CENTROZAP este, de asemenea, singurul exportator de construcții din oțel, în următoarele sortimente :

- **Construcții din oțel pentru clădiri industriale ;**
- **Construcții înalte pentru radio și catarge ;**
- **Rezervoare de mare capacitate pentru lichide și gaze ;**

— Schelete din oţel pentru blocuri de locuit;
— Turnuri de iluminat;
— Construcţii din oţel pentru poduri;
— Skilifturi şi teleseaune;
— Tubulaturi

Construcţiile pot fi executate conform documentaţiei furnizate de client sau pe baza proiectelor birourilor de proiectare



poloneze. În cadrul documentaţiei se ţine seamă de cele mai noi descoperiri în domeniul proiectării şi executării construcţiilor din oţel.

Construcţiile se livrează la cererea beneficiarului, respectiv montajul care se execută într-o anumită măsură de către beneficiar este supravegheat de organele întreprinderilor pentru comerţul exterior ale CENTROZAP. Printre beneficiarii construcţiilor de oţel pe care i-am avut pînă în prezent se numără: Marea Britanie, Italia, Islanda, India, Egiptul, R. S. C., R. S. R. şi R. P. U.

4. INSTALAŢII DE UZ INTERN

Unitatea pentru comerţul exterior CENTROZAP exportă de mulţi ani instalaţii de uz intern ca:

— Macarale pentru exploatări metalurgice, macarale pentru scoaterea lingourilor din lingotiere, macarale cu cleşti etc.;
— Macarale pentru poduri rulante;
— Macarale pe capre de construcţie uşoară din tuburi;
— Furci de stivuit Diesel cu 1 şi cu 2 trolii;
— Palane electrice de la 250 pînă la 4 500 kp;
— Instalaţii de încărcare şi de descărcare a vagoanelor;
— Ascensoare pentru persoane şi pentru mărfuri;
— Transmisii pentru instalaţii de macarale;
— Tancuri mici pentru fabrici;
— Roabe pentru transport şi basculante.

Se asigură livrarea pieselor de rezervă pentru instalaţiile exportate.

PUBLICOM

La cererea beneficiarului se organizează un serviciu special de informaţii.

Printre beneficiarii de instalaţii pentru uz intern pe care îi avem pînă în prezent se numără: Cehoslovacia, Ungaria, România, Republica Arabă Unită, India, Grecia, Turcia, Republica Democrată Germană, Republica Federală a Germaniei, Jugoslavia, Ghana, Kuveit şi Sudanul.

5. APARATE PENTRU SUDURĂ

CENTROZAP exportă, de asemenea, aparate pentru sudarea cu gaz şi altele:

— Generatoare de acetilenă, de la 1 000 pînă la 40 000 l;
— Ventile de reducere a presiunii pentru oxigen, acetilenă, hidrogen şi alte gaze;
— Arzători de diferite feluri pentru sudare şi topire.

Agregatele de sudură se exportă în multe ţări, printre care Turcia, Republica Arabă Unită şi Pakistanul.

În ultimul timp, sortimentul de aparate de sudură a fost mult completat cu:

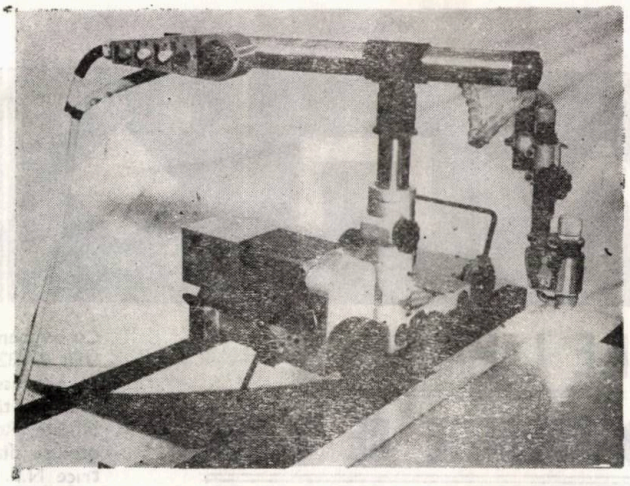
— Aparate de tăiere cu plasmă;
— Automate de sudură pentru serii de roţi.

Aceste produse sînt livrate beneficiarilor din Uniunea Sovietică, Cehoslovacia, Jugoslavia şi Ungaria.

Metalurgia poloneză colaborează, de asemenea, în domeniul tehnico-ştiinţific şi în domeniul schimburilor de mărfuri cu cooperaţiile din alte ţări.

Polonia poate executa lucrări vaste de proiectare în domeniile amintite şi poate da asistenţă tehnică şi supraveghea montajul obiectivelor complete livrate, precum şi a instalaţiilor separate.

Unitatea de export CENTROZAP din Katowice — Ligonia 7 — din Polonia răspunde prompt şi conştiincios la toate cererile de informaţii ale clienţilor ei. Unitatea se străduieşte



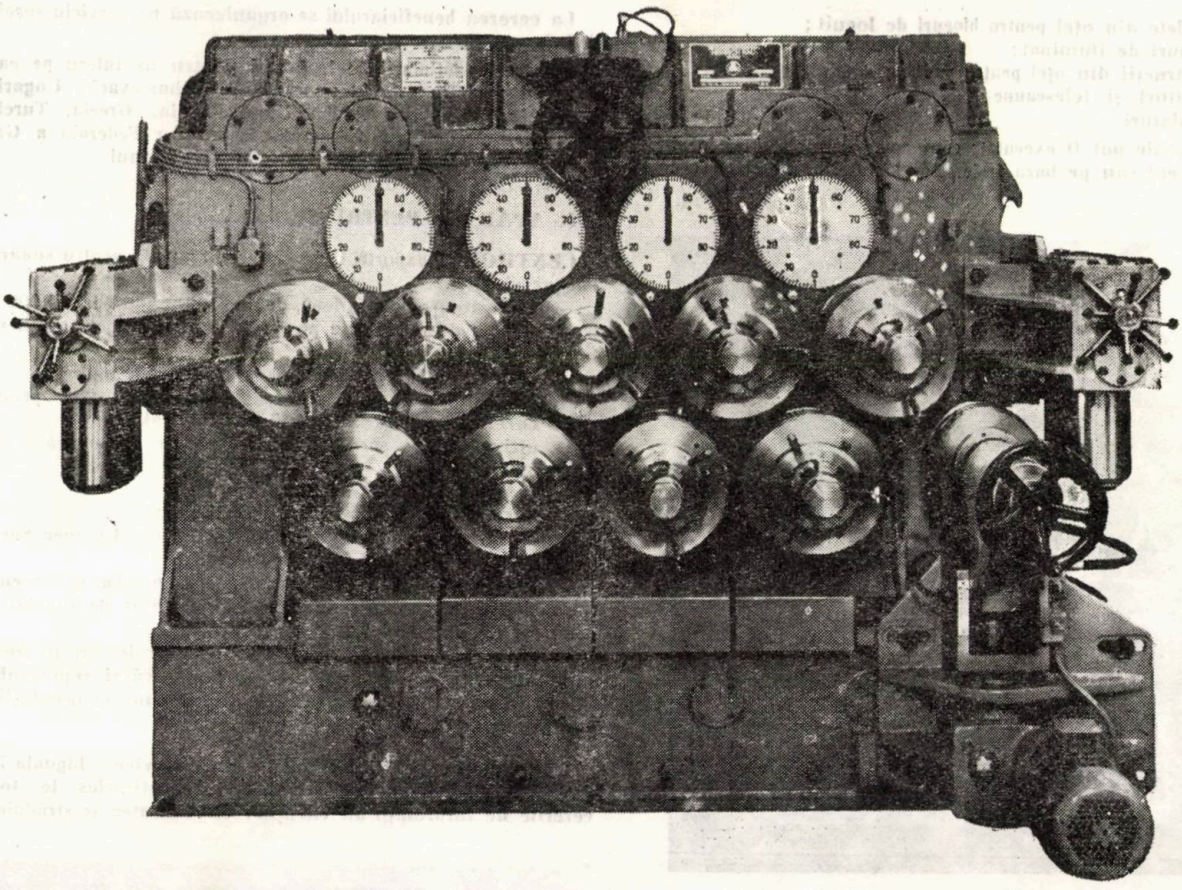
să satisfacă cît mai bine cererile şi doleanţele clienţilor ei atît din punct de vedere tehnic, cît şi din punct de vedere comercial. Pentru discutarea particularităţilor tehnice şi a dezvoltării ofertelor referitoare la obiective complete, Centrozap deleagă specialişti de înaltă calificare.

Exportator exclusiv:

CENTROZAP întreprindere de comerţ exterior

Katowice

Ligonia 7, POB 825
telefon: 513 — 401
telex: 31 — 401
telegrame: Centrozap
Katowice — R.P. Polonă



PROFILE LAMINATE

CU O PRECIZIE DE 1 MM

Cu asemenea exactitate de îndreptare pe metru liniar lucrează instalaţia noastră UFR 9×320 de îndreptat profile laminate. Pentru laminare, aceasta înseamnă livrarea de produse corespunzătoare din punct de vedere al calităţii.
În acelaşi timp viteza de îndreptare 0,75 — 4,0 m/s garantează cea mai înaltă rentabilitate. Remarcabilă este gama largă prelucrată: se pot îndrepta bare laminate din oţel cu diametrul de 18 la 200 mm şi toate profilele pline, fasonate şi simetrice N.P. 3 — N.P. 40.

Vă punem la dispoziţie, cu această realizare modernă, experienţa noastră îndelungată în construcţia de maşini pentru ajustaje.

Garanţie pentru luarea în considerare a celor mai actuale cunoştinţe tehnice. Cereţi material de informaţie detaliat cu indicele: A 40/68.

VEB — SCHWERMASHINENBAU „HENRICH RAU"
D.D.R. — 1613 WILDAU

Informaţii :

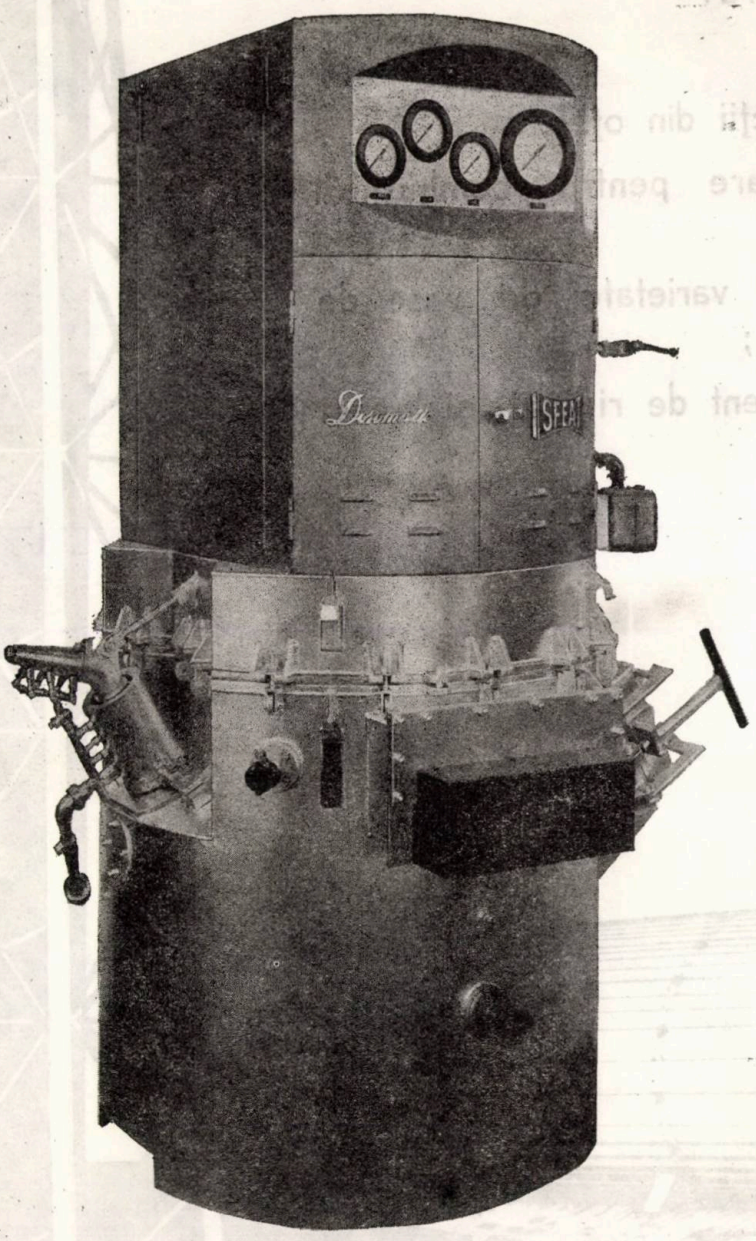
Ambasada R.D.G. din R.S. România
Secţia comercială
T.K.B. Invest Export
Bucureşti, Calea Dorobanţilor, nr. 14

INVES EXPORT
Volkseigener Aussenhandelsbetrib der Deutschen Demokratischen Republik
DDR — 108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telegramme: DIA IVESTA
Telex: 011 2695 diai dd
Republica Democrată Germană

INVEST EXPORT

PUBLICOM

il nuovo Dosomatic



Cuptor electric pentru dozarea automată a aluminiului şi a aliajelor sale la turnarea sub presiune sau în cochilii, prin gravitaţie sau cu presiune joasă.

CARACTERISTICI PRINCIPALE

- Producerea de aliaje fără oxizi şi impurităţi
- Menţinerea riguros constantă a timpului de turnare şi a cantităţii de metal dozat
- Controlul automat al temperaturii băii cuptorului
- Posibilitatea de a regla cantitatea de metal în limite foarte largi

Pentru documentare tehnică şi referinţe adresaţi-vă direct la:

SFEAT

VIA CADORNA 11

20026 NOVATE MILANESE

ITALIA

PUBLICOM

Exportă:

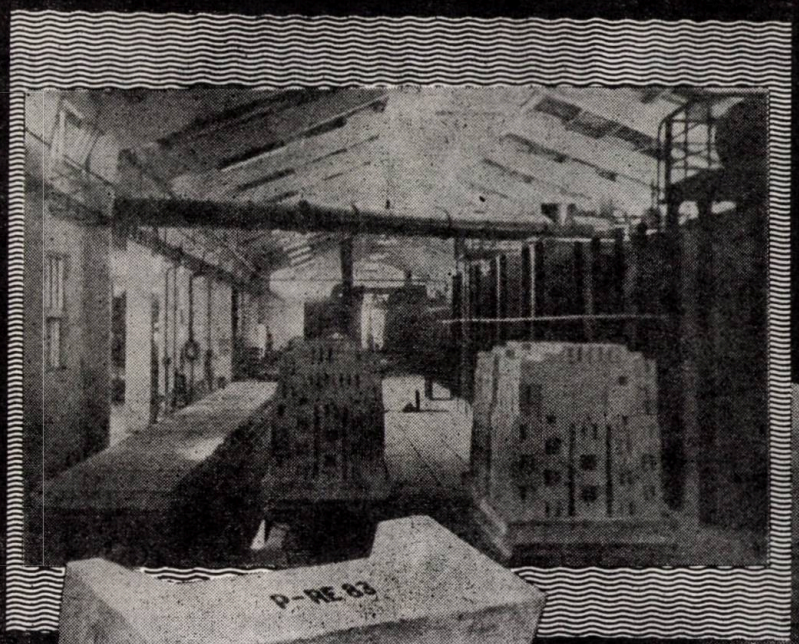
- ţevi;
- construcţii din oţel;
- rezervoare pentru combustibili lichizi;
- o mare varietate de vase de presiune;
- echipament de ridicat şi transportat.

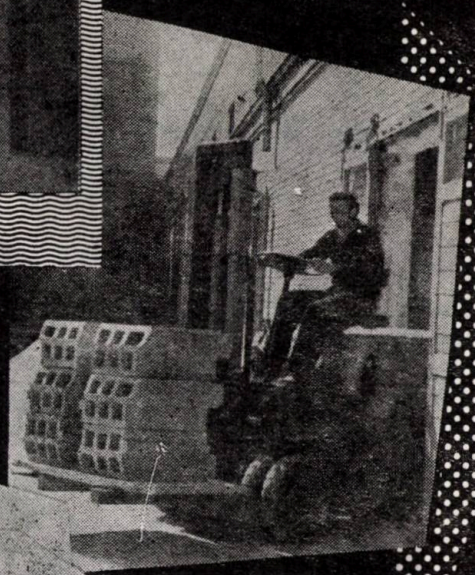
Compania poloneză de comerţ exterior

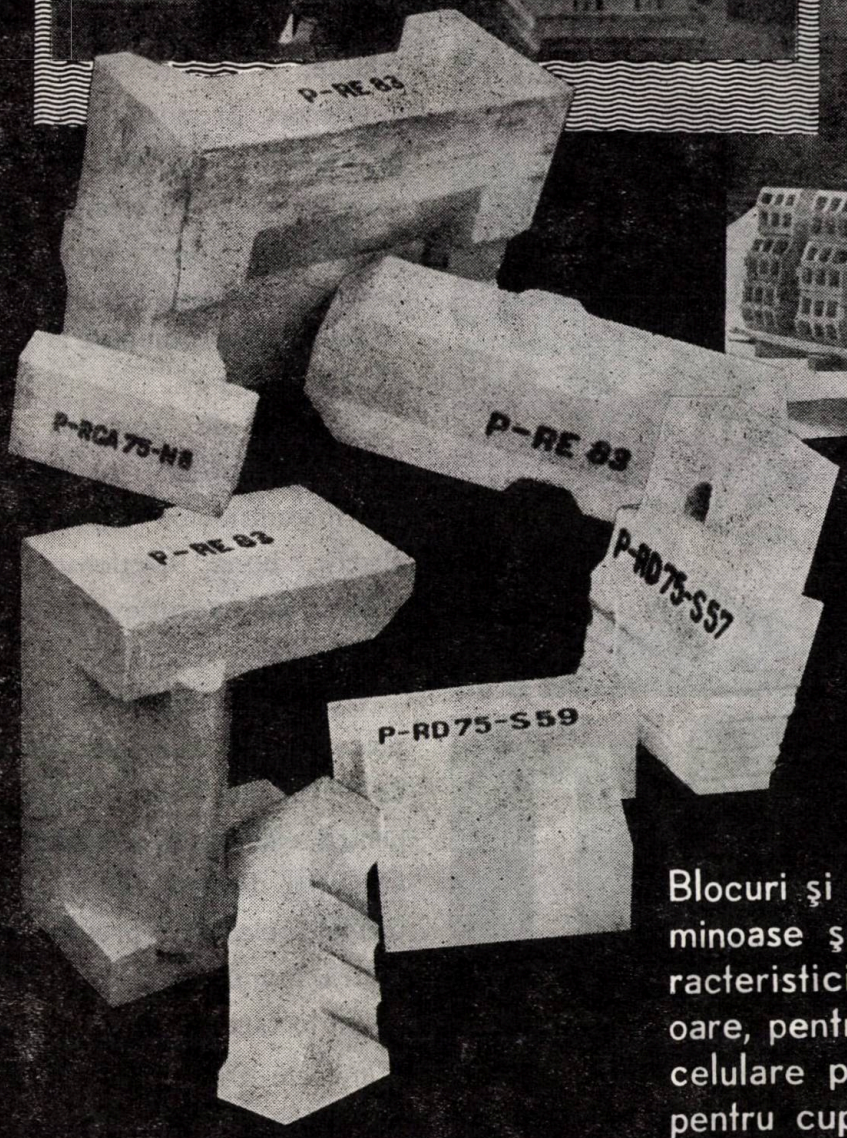
centrozap

atowice, Ligonia 7, Polonia
utia poştală: 823
elefon: 513 — 401
elex: 031 — 116
elegrame: CENTROZAP Katowice

CENTROZAP este singura exportatoare a acestor produse; se ocupă de toate problemele privind livrarea lor şi asigură executarea în mod corespunzător. Ţevile, rezervoarele şi construcţiile din oţel fabricate de compania Centrozap se exportă în aproape toate ţările lumii.







Blocuri şi produse refractare aluminoase şi superaluminoase cu caracteristici fizico-chimice superioare, pentru construcţia cuptoarelor celulare pentru arderea varului şi pentru cuptoarele laminoarelor

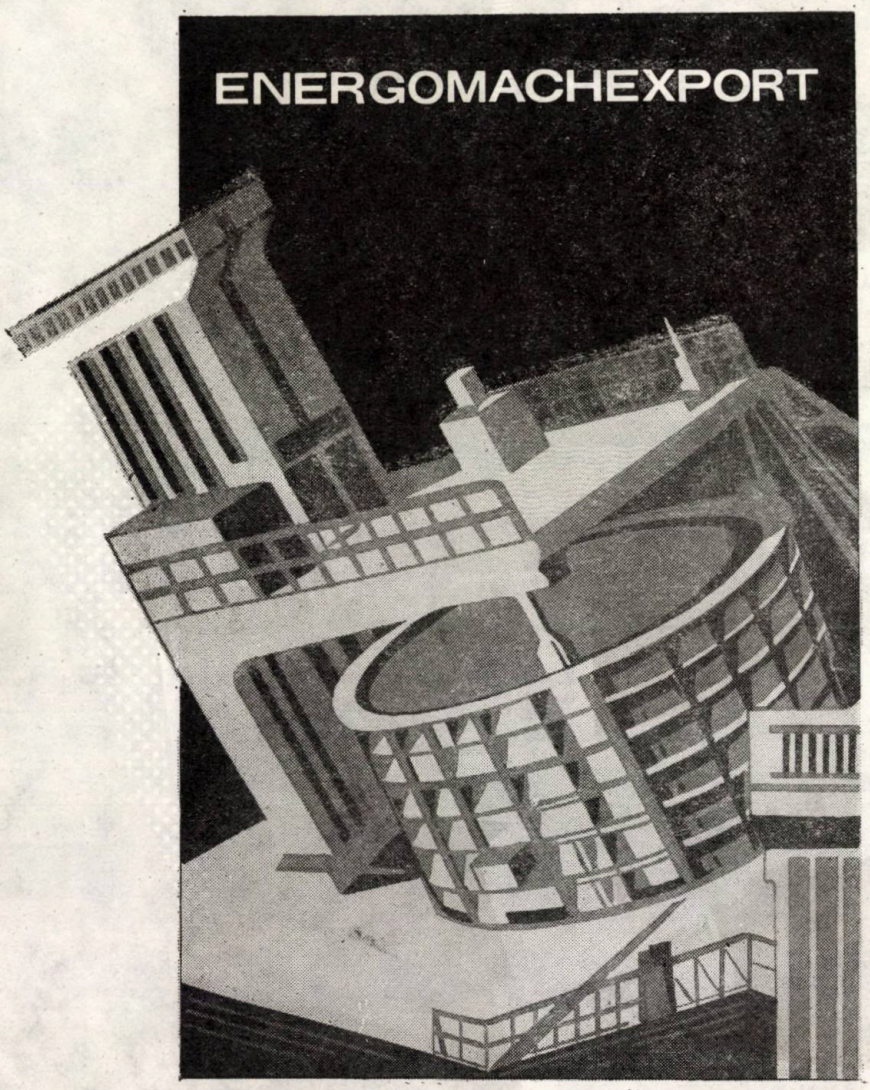
Execută

Fabrica de produse refractare

P L E A Ș A

Ploieşti • telefon 13731 • Jud. Prahova

CUPTOARE ELECTRICE CU ARC PENTRU ELABORAREA OȚELULUI



ДСП

SSSR · MOSHVA

Cuptoarele electrice cu arc D S P pentru elaborarea oțelului asigură:

O calitate superioară a metalelor topite;

O omogenitate a structurii și o precizie a compoziției chimice date pentru oțelurile de construcție și de înaltă calitate.

O mare productivitate este principala caracteristică a cuptoarelor sovietice electrice cu arc D S P, complet mecanizate, pentru elaborarea oțelului.

Capacitățile nominale: 12, 25, 50 și 100 t.

Sistemul de comandă și blocare garantează, cu ajutorul mecanismelor cuptorului electric, buna funcționare și precizia de execuție a operațiilor date.

V/O „Energomașexport" poate acorda cumpărătorului un ajutor de înaltă calificare pentru elaborarea proiectului instalației de agregate a cuptorului electric, precum și pentru montarea și darea ei în exploatare.

În toate problemele vă rugăm să vă adresați:

V/O „ENERGOMAȘEXPORT"
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovskaia, 35
Telex: 255

PUBLICOM

ÎNTREPRINDERE DIN

☆ GRUPUL AXEL JOHNSON

Oțelăriile Avesta sînt specializate în oțeluri rezistente la coroziune, de calitate superioară. Această uzină a fost una din primele producătoare de oțeluri inoxidabile din Europa și este încă una din cele mai mari producătoare.

Specializarea întreprinderii s-a consolidat în domeniul oțelurilor inoxidabile prin investiții noi. Noile mijloace cuprind laboratoare pentru cercetarea oțelurilor, cuptoare pentru elaborare de oțeluri, laminoare și ateliere noi de montaj.

Laminoarele sînt destinate în mod special pentru prelucrarea oțelurilor inoxidabile, iar produsele au o bună finisare a suprafeței și respectă toleranțe restrînse la grosime. Lățimea maximă a tablelor este 2,5 m la laminoarele la cald și 2,0 m la laminoarele la rece.

Majoritatea producției este formată din table groase, table subțiri și alte semifabricate, dar sortimentele produse cuprind și fabricate, ca recipiente sub presiune (autoclave și reactoare) și rezervoare pentru chimicale. Se livrează sisteme tubulare complete și instalații tehnologice pentru industria chimică, care este în prezent unul din beneficiarii cei mai importanți ai întreprinderii.

Cu experiența ei de secole în elaborarea otelului, Avesta este întreprinderea cea mai veche din grupul Axel Johnson, și a fost primul membru industrial al grupului.

INOXIDABIL

TABLE

Table laminate la cald pînă la lățimea de 2,5 m. Table placate. Table laminate la rece individual la lățimi de 2,0 m. Benzi laminate la rece cu lățimi pînă la 1,25 m. Table șlefuite. Table șlefuite pentru fabricarea plăcilor laminatelor și a plăcilor fibrolemnoase.

BARE DE OȚEL

Oțel rotund, în patru colțuri, lat, cornier,

OȚEL TURNAT

Piese turnate grele pînă la 30 t. Piese turnate în serie cu formare mecanizată. Turnare de precizie.

PIESE FORJATE

În greutăți pînă la 12 t.

MATERIALE PENTRU SUDURĂ

Electrozi de sudură bazici și cu conținut de rutil. Electrozi de curent alternativ. Sîrme pentru procedeele de sudare MIG și TIG.

FUNDURI DE CAZANE

Presate la cald sau la rece. Diametre pînă la 3,6 m. Se pot presa dintr-o bucată.

ȚEVI

Țevi sudate, coturi, fitinguri.

VENTILE

Ventile de închidere, întoarcere și speciale. Indicatori de nivel pentru lichide.

PRODUSE FINITE

Produse din tablă, presate și sudate.

ALTE PRODUSE

TITAN

Table, bare, țevi sudate, produse din tablă, presate și sudate.

RECIPIENTE FĂRĂ CUSĂTURĂ

Pentru gaze comprimate

TABLE ALERGĂTOARE ȘI DE UZURĂ

Destinate fabricilor de plăci fibrolemnoase.

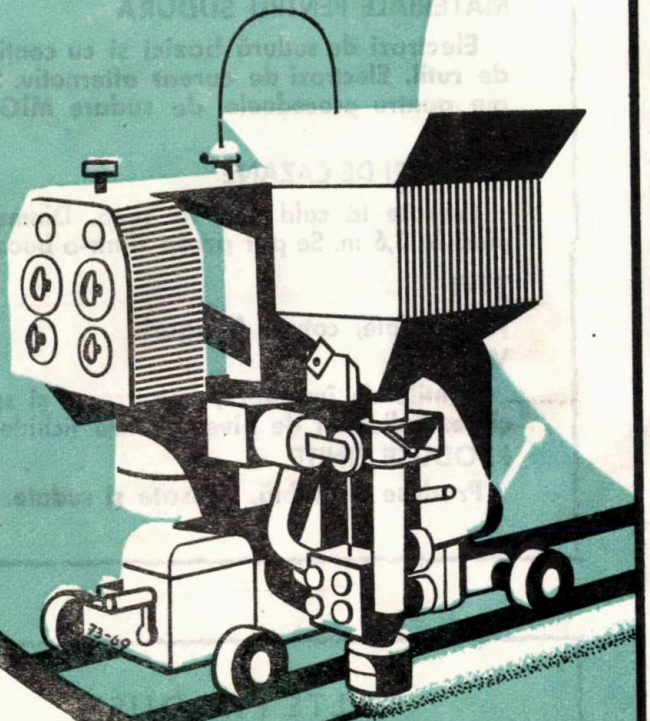
AVESTA JERNVERKS AB • SWEDEN

VÎNZAREA ÎN R.S.R. PRIN: A. JOHNSON & Co. HAB,
TELEFON: 22 05 20 • ADRESA TELEGRAFICĂ: JOHNSONS

10380 Stockholm 7, Suedia
Telex: 17100

PUBLICOM

VEB STICKSTOFFWERK PIESTERITZ



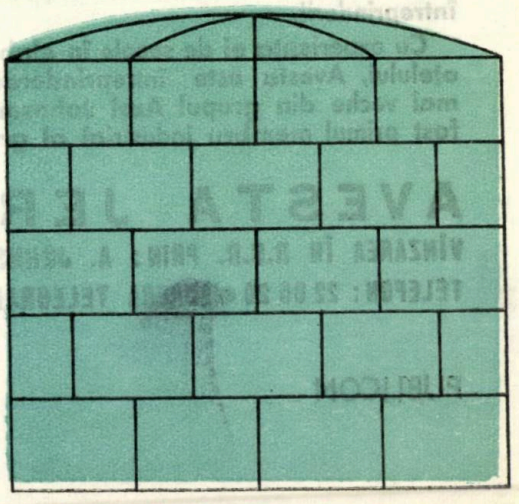
Sudarea UP

a devenit o noțiune utilizată în industria de prelucrare a metalelor. În acest domeniu fluxul de sudură este un material indispensabil.

Calitatea fluxului de sudură Pie 12 UPS, viteza mare de sudare pe care o asigură, precum și inoxidabilitatea acestuia au fost apreciate în mod deosebit la Tîrgul internațional de la Leipzig, unde i s-a acordat medalia de aur.

Direcția tehnică a uzinelor noastre asigură consultații în orice problemă.

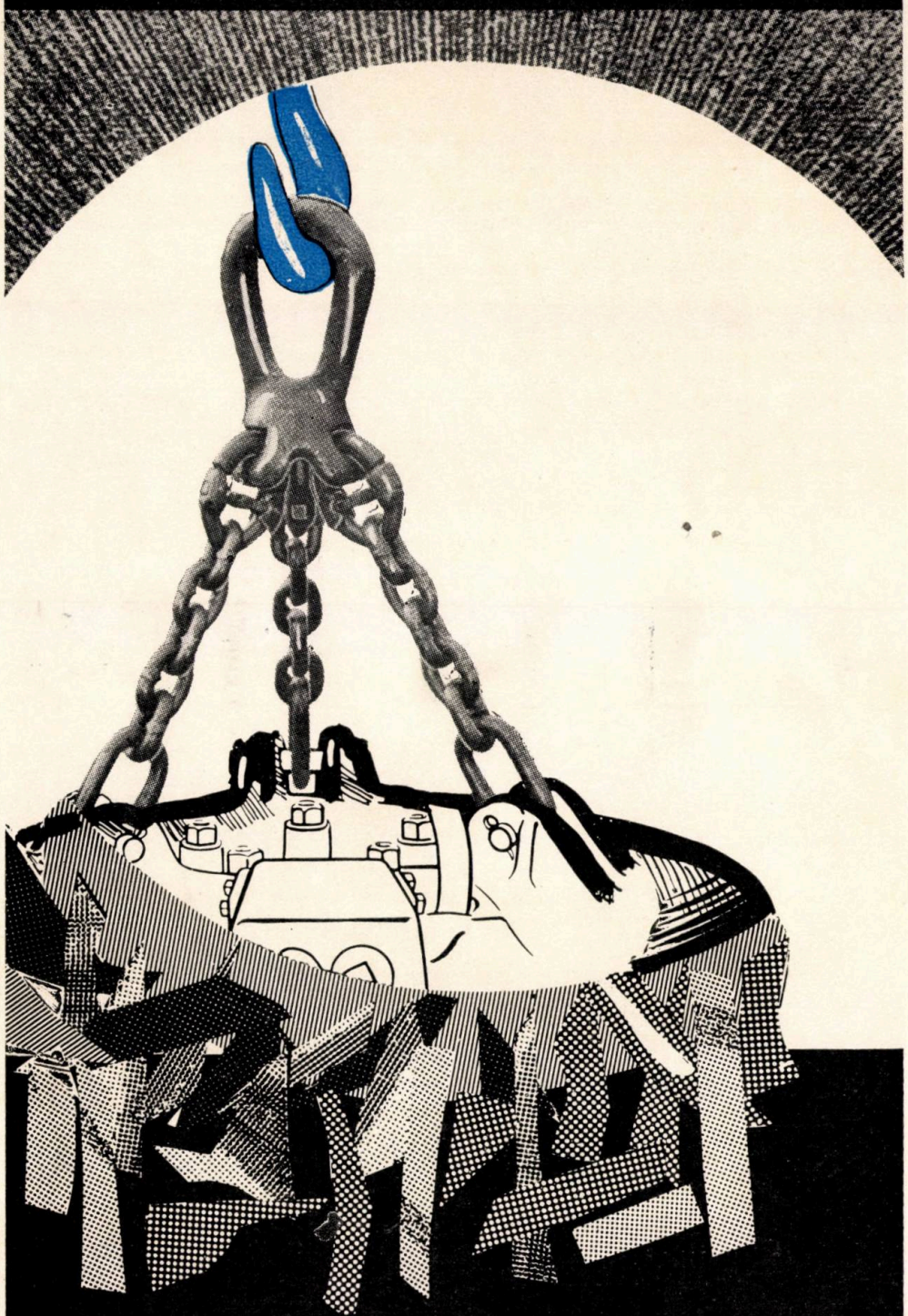
Vă invităm să vizitați standul tehnic din cadrul Tîrgului internațional de la Leipzig.



R. D. G.
Wittenberg Lutherstadt — Piesteritz
tel. 680

PUBLICOM

I C M



MUNCITORI ŞI TEHNICIENI,

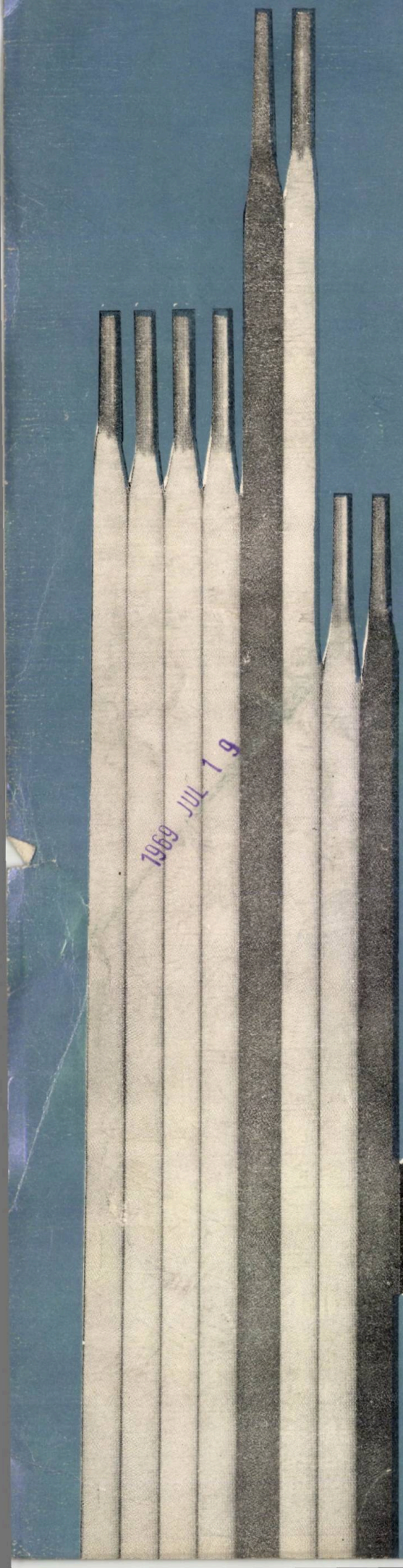
Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deşeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiţi la realizarea unor oţeluri de calitate superioară.

Predaţi metalele vechi şi deşeurile metalice la depozitele Întreprinderii pentru colectarea metalelor.

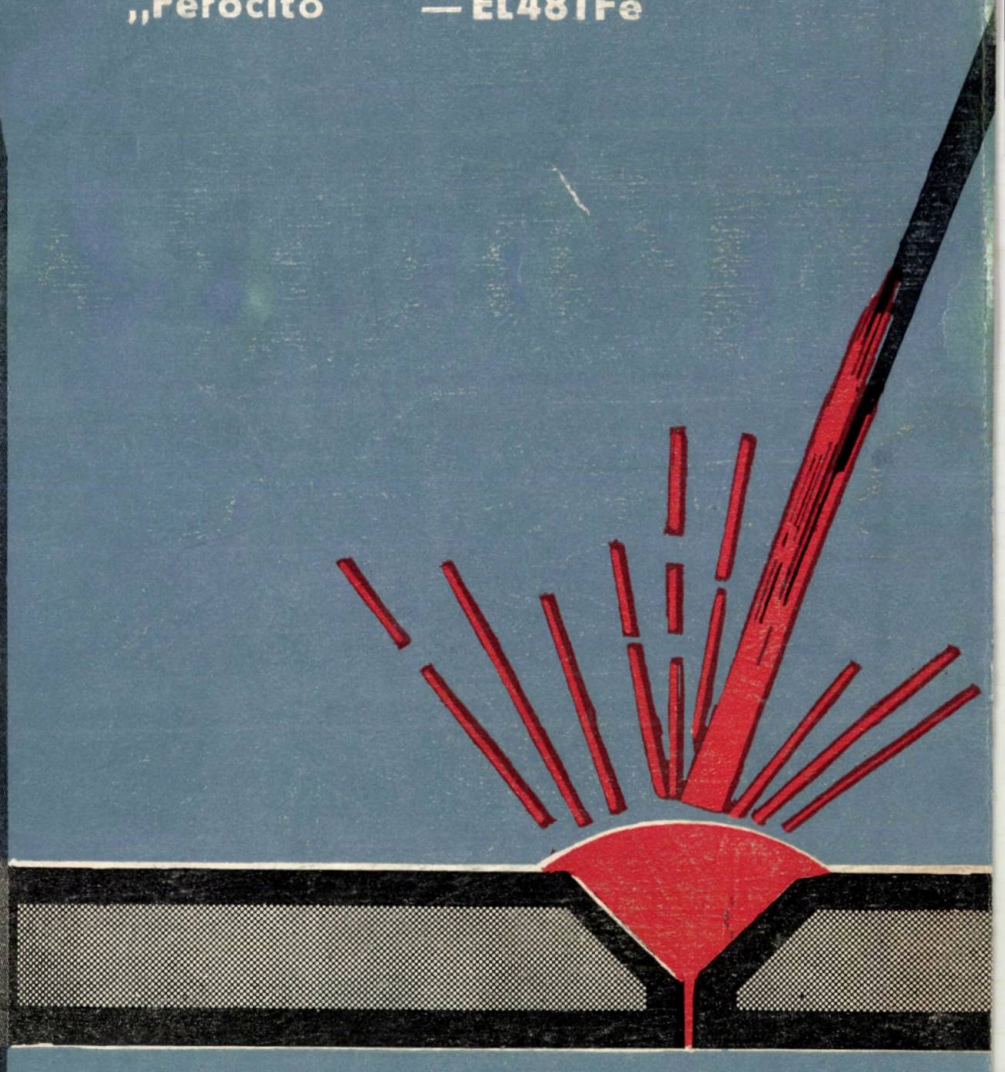
INDUSTRIA SÎRMEI

vă oferă noile tipuri de electrozi de sudură fabricați, care satisfac cele mai înalte exigențe calitative:

„Supernaval" — EL 51BFe
„Naval" — EL47BFe
„Extra" — EL51T
„Overcord" — EL50T
„Favorit" — EL48T
„Ferocito" — EL48TFe



1969 JUL 19



INDUSTRIA SÎRMEI — Cîmpia Turzii
STR. LAMINORIȘTILOR, 145

E 3280

METALURGIA

6-7

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XXI ● NR. 6–7 ● IUNIE–IULIE 1969

Produse refractare silico–aluminoase de calitate superioară și cu rezistență mărită în exploatare, utilizate la construcția furnalelor și a cauperelor, a cuptoarelor de încălzire de la laminoare, a cuptoarelor de tratament termic, a cazanelor de aburi și a cubilourilor

Execută

Fabrica de produse refractare

RĂSĂRITUL

Brașov, Str. I.C.Frimu, Nr.95
Telefon 23966, Jud. Brașov

E 3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 6–7 iunie–iulie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Beşliu Laura şi *Forizs Şt.*: **Cercetări privind îmbunătăţirea smoalei pentru electrozi** 333

Drăgan N., Costescu M., Morţun A. şi *Iacob Minodora*: **Oţeluri sudabile pentru construcţii metalice aliate cu azot, vanadiu şi niobiu** 340

Truşculescu M.: **Dilatometria — o metodă rapidă pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali** 349

Oprea Fl., Ienciu M. şi *Panait N.*: **Posibilităţi de îndepărtare a arsenului din pirite şi cenuşi de pirită indigene** 355

Aloman A.: **Proprietăţile termoelectrice ale materialelor din sistemul Ln_2Te_3—Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4 (Ln=La, Ce) la temperaturi ridicate** 363

Grünwald E. şi *Szondi I.*: **Studiul influenţei luării probelor asupra analizelor chimice la turnarea fontei cenuşii şi maleabile din cuptoare cu inducţie de medie frecvenţă** 368

Cosneanu C., Cohn E., Sofroni L. şi *Petrescu V.*: **Despre mecanismul de fluidificare al amestecurilor de formare pe bază de silicat de sodiu** 372

Szabo Rodica: **Controlul calitativ nedistructiv al produselor refractare din şamotă cu ajutorul vitezei de propagare a ultrasunetelor** 377

REALIZĂRI TEHNICE

Morait Margareta şi *Mustăcescu Erica*: **Determinarea sumei elementelor pământurilor rare şi a ceriului din mişmetal** 384

Tiruţă E.: **Metodă rapidă de determinare a azotatului în băile de brunare** 387

Kalona V.: **Influenţa structurii oţelului asupra mecanismului de descărcare** 389

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Vulcu V.: **Unele consideraţii asupra terminologiei referitoare la domeniul obţinerii pieselor prin turnare** 393

Geru N.: **Mic dicţionar metalurgic în cinci limbi (Termeni folosiţi în metalurgia fizică)** 397

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Vlădescu M.: **Stabilirea unei metode optime pentru determinarea viscozităţii zgurelor** 399

Schieber F. şi *Alexandrescu A.*: **Metode de determinare a porozităţii unor materiale utilizate în industria siderurgică (refractare, cocs, aglomerat, catalizatori)** 402

Şerban A.: **Instalaţii pentru fabricarea ţevilor din oţel sudate elicoidal** 406

Uscatu I.: **Captarea pulberilor cu ajutorul electrofiltrelor** 410

Spleiss Ecaterina: **Metode de desulfurare a fontei în afara agregatului de elaborare** 416

INFORMAȚII

Brabie V., Drăgănescu D., Ionică Gh. și *Zaharia N.*: **Câteva încercări de elaborare a fontei cu grafit nodular cu plasticitate ridicată** 424

Wittmoser A.: **Piese turnate, obținute prin turnare în forme pline** 425

CRONICĂ 398, 409, 427

RECENZII 396, 401

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SĂVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 160 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 6225

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 662.749.38 : 621.3.035.222.24

Beşliu Laura et *Forizs Şt.* : **Recherches sur l'amélioration de la poix pour électrodes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 333–339

CD 669.14.018.29

Drăgan N., Costescu M., Morţun A. et *Iacob Minodora* : **Aciers soudables pour constructions métalliques, alliés à l'azote, au vanadium et au niobium.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 340–348

CD 536.413 : 620.186

Truşculescu M. : **La dilatométrie, une méthode rapide pour la détermination quantitative des métallographiques constituants.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7. p. 349–354

CD 622.366.12

Oprea Fl., Ienciu M. et *Panait N.* : **Les possibilités d'élimination de l'arsenic des pyrites et des cendres de pyrite indigènes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 355–362

CD 669.85/.87 : 537.311.31

Aloman A. : **Les propriétés thermo-électriques des matériaux compris dans le système Ln_2Te_3—Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4 (Ln=La, Ce) aux hautes températures.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 363–367

CD 621.74 : 669.131.6/.8

Grünwald E. et *Szondi I.* : **L'influence du prélèvement des échantillons sur les analyses chimiques lors de la coulée de la fonte grise et malléable des fours à induction de fréquence moyenne.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 368–371

CD 621.742.4

Cosneanu C., Cohn E., Sofroni L. et *Petrescu V.* : **Le mécanisme de la fluidisation des sables de moulage à base de silicate de sodium.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 372–376

CD 666.76:620.179.16

Szabo Rodica : **Le contrôle qualitatif non destructif des produits réfractaires de chamotte à l'aide de la vitesse de propagation des ultra-sons**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 377–383

CD 669.85/.86 : 543.062

Morait Margareta et *Mustăcescu Erica* : **La détermination de la somme des éléments des terres rares et du cérium.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 384–386

CD 621.357.9

Tiruţă E. : **Méthode rapide pour la détermination de l'azotate dans les bains de brunissage.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 387–388

CD 669.14 : 620.186 : 656.073

Katona V. : **L'influence de la structure de l'acier sur le mécanisme de la décharge.**

Metalurgia 21 (1969). nr. 6–7, p. 389–392

CD 621 74

Vulcu V. : **Considérations sur la terminologie propre à la technique de l'obtention des pièces par coulée.**

Metalurgia 21 (1969) nr. 6–7, p. 393–396

CD 669.017

Geru N. : **Petit dictionnaire métallurgique en cinq langues (Termes employés dans la métallurgie physique).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 397–398

CD 669.046.58 : 532.13

Vlădescu M. : **L'établissement d'une méthode optimum pour la détermination de la viscosité du laitier métallurgique.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 399–401

CD 539.217.1

Schieber F. et *Alexandrescu A.*: **Méthodes pour la détermination de la porosité de certains matériaux employés dans l'industrie sidérurgique (réfractaires, coke, agglomérat, catalyseurs).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 402–405

CD 669.14–462 : 621.774.21

Şerban A.: **Installations pour la fabrication des tubes en acier, soudés hélicoïdalement.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 406–409

CD 621.359.4

Uscatu I.: **Le captage des poudres à l'aide des filtres électriques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 410–415

CD 669.162.267.6

Spleiss Ecaterina: **Méthodes de désulfuration de la fonte hors de l'agrégat d'élaboration.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 416–423

CD 669.131.7

Brabie V., Drăgănescu D., Ionică Gh. et *Zaharia N.*: **Quelques essais d'élaboration de la fonte au graphite sphéroïdal à haute plasticité.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 424

CD 621.74

Wittmoser A.: **Pièces coulées obtenues dans les moules pleins.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 425–426

СОДЕРЖАНИЕ

Дк 662.749.38 : 621.3.035.222.24

Бешлиу Лаура и *Форис Шт.:* **Исследования по улучшению качества электродного пека**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7,p. 333–339

ДК 669.14018.23 : 669.15–194

Дрэган Н., Костеску М., Морцун А. и *Якоб Минодора:* **Свариваемые стали, легированные азотом, ванадием и ниобием, для металлических конструкций**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 340–348

ДК 536.413 : 620.186

Трушкулеску М.: **Дилатометрия — скоростный метод количественного определения структурных составляющих**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 349–354

ДК 622.366.12

Опря Фл., Енчу М. и *Панаит Н.:* **Возможности удаления мышьяка из местных пиритов и притных огарков**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 355–362

ДК 669.85/.87 : 537.311.31

Аломан А.: **Термоэлектрические свойства материалов системы $Ln_2Te_3-Ln_3Te_4-Ln_2Pb\ Te_4$(Ln = La, Ce) при повышенных температурах**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 363–367

ДК 621.74 : 669.131.6/.8

Грюнвальд Е. и *Сзонди И.:* **Исследование влияния отбора проб на химический анализ при разливке серого и ковкого чугуна, выплавленных в среднечастных индукционных электропечах**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 368–371

ДК 621.742.4

Косняну К., Кон Е., Софрони Л. и *Петреку В.* **О механизме сжижения формовочных смесей на основе жидкого стекла**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 372–376

ДК 666.76 : 620.179.16

Сабо Родика: **Неразрушительный контроль качества шамотных огнеупорных изделий при помощи скорости распространения ультразвуков**

Metalurgia 21(1969), nr. 6—7, p. 377—383

ДК 669.85/.86 : 543.062

Мораит Маргарета и *Мустэческу Ерика:* **Определение суммы редкоземельных элементов и церия и мишметалле**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 384—386

ДК 621.357.9

Тируцэ Е.: **Скоростный метод определения азотата в ваннах для воронения**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 387—388

ДК 669.14 :620.186 :656.073.2

Катона В.: **Влияние структуры стали на механизм разгрузки**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 389—392

ДК 621.74

Вулку В.: **О терминологии в области производства отливок**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 393—396

ДК 669.017 : 413.164

Джеру Н.: **Краткий пятиязычный металлургический словарь (термины применяемые в физической металлургии)**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 397—398

ДК 669.046.58 : 532.13

Влэдеску М.: **Установление наилучшего метода для определения вязкости металлургических шлаков**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 399—401

ДК 539.217.1

Шибер Ф. и *Александреску А.:* **Методы определения некоторых материалов, применяемых в черной металлургии (огнеупоры, кокс, агломерат, катализаторы)**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 402—405

ДК 669.14—462 : 621.774.21

Шербан А.: **Установки для производства стальных спиральношовных труб**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 406—409

ДК 621.359.4

Ускату И.: **Улавливание пыли в электрофильтрах**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 410—415

ДК 669.162.683.2

Сплейсс Екатерина: **Способы внедоменной десульфурации чугуна**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 416—423

ДК 669.131.7

Брабие В., Дрэгэнеску Д., Ионикэ Г. и *Захария Н.:* **Несколько испытаний по выплавке чугуна повышенной пластичности со сфероидальным графитом**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 424

ДК 621.74

Виттмосер А.: **Отливки полученные путем литья в наполненные формы**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6—7, p. 425—426

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.749.38 : 621.3.035.222.24

Beşliu Laura und *Forizs Şt.* : **Erforschungen über die Verbesserung der Elektrodenteerqualität.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 333–339

DK 669.14.018.29

Drăgan N., Costescu M., Morţun A. und *Iacob Minodora* : **Azot-, Vanadium- und Nioblegierte schweissbare Stähle für Metallkonstruktionen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 340–348

DK 536.413 : 620.186

Truşculescu M. : **Dilatometrie — eine rasche Methode für Quantitativ-bestimmungen der Strukturbestandteile.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 349–354

DK 622.366.12

Oprea Fl., Ienciu M. und *Panait N.* : **Entfernungsmöglichkeiten des Arsens aus Pyrit und Pyritasche.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 355–362

DK 669.85/.87 : 537.311.31

Aloman A. : **Thermoelektrische Eigenschaften des Ln_2Te_3—Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4 (Ln = La, Ce) Systems zugehörenden Materialien bei hohen Temperaturen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 363–367

DK 621.74 :669.131.6/.8

Grünwald E. und *Szondi I.* : **Einfluss der Probenahme auf die chemischen Analysen bei Grau- und Temperguss aus mittelfrequenz Induktionsöfen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 368–371

DK 621.742.4

Cosneanu C., Cohn E., Sofroni L. und *Petrescu V.* : **Fluidisierungsmechanismus der Formmischungen auf Natronwasserglasbasis.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 372–376

DK 666.76:620.179.16

Szabo Rodica : **Nichzerstörende Qualitätskontrolle der feuerfesten Schamottenerzeugnisse mittels Ultraschalausbreitungsgesch windigkeit.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 377–383

DK 669.85/.86 : 543.062

Morait Margareta und *Mustăcescu Erica* : **Bestimmung des Gesamtbetrages von seltenen Erden und Zerium im Mischmetall.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 384–386

DK 621.357.9

Tiruţă E. : **Rasche Methode für Nitratbestimmung in Braunbeizbäder.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 387–388

DK 669.14 : 620.186 : 656.073

Kalona V. : **Einfluss der Eisenstruktur auf den Entladungsmechanismus.**

Metalurgia 21 (1969) nr. 6–7, p. 389–392

DK 621.74

Vulcu V. : **Einige Berücksichtigungen über den Fachwortschatz für Gusstückerzeugung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 393–396

DK 669.017

Geru N. : **Kleines metallurgisches Wörterbuch in fünf Sprachen (Fachwörter der physikalischen Metallurgie).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 397–398

DK 669.046.58 : 532.13

Vlădescu M. : **Feststellung einer optimalen Methode für Viskositätsbestimmungen in metallurgischen Schlacken.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 399–401

DK 539.217.1

Schieber F. und *Alexandrescu A.*: **Porositätbestimmungsmethoden für einige Materialien der Eisen- und Stahlindustrie (feuerfeste Stoffe, Koks, Agglomerat, Katalysatoren).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 402–405

DK 669.14–462 : 621.774.21

Şerban A.: **Einrichtungen für Erzeugung von schraubgeschweissten Röhren.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 406–409

DK 621.359.4

Uscatu I.: **Staubfang durch Elektrofilter.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 410–415

DK 669.162.267.6

Spleiss Ecaterina: **Entschwefelungsmethoden für Roheisen, ausserhalb des Erzeugungsgerätes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 416–423

DK 669.131.7

Brabie V., Drăgănescu D., Ionică Gh. und *Zaharia N.*: **Versuche zwecks einer Erzeugung von Kugelgraphit-Gusseisen mit hohen Plastizitäteigenschaften.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 424

DK 621. 74

Wittmoser A.: **Gubsstücke, in Vollformen erzeugt.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 425–426

CONTENTS

DC 662.749.38 : 621.3.035.222.24

Beşliu Laura and *Forizs Şt.*: **Investigations regarding electrode pitch improvement.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 333–339

DC 669.14.018. 29

Drăgan N., Costescu M., Morţun A. and *Iacob Minodora*: **Nitrogen, vanadium and niobium alloy weld steel for metallic structures.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7 p. 340–348

DC 536.413 : 620.186

Truşculescu M.: **Dilatometry — a quick method for quantitative estimation of structural components.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 349–354

DC 622.366.12

Oprea Fl., Ienciu M. and *Panait M.*: **Possibilities of arsenic removing from pyrites and indigenous pyritical ashes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 355–362

DC 669.85/.87 : 537.311.31

Aloman A.: **Thermoelectric properties at high temperatures of materials belonging to the Ln_2Te_3—Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4(Ln = La,Ce) system.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 363–367

DC 621.74 : 669.131.6/.8

Grünwald E. and *Szondi I.*: **Influence of sample taking from medium frequency induction furnaces on chemical analysis of grey cast iron and malleable cast iron.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 368–371

DC 621.742

Cosneanu C., Cohn E., Sofroni L. and *Petrescu V.*: **Fluidity mechanism of moulding mixtures on sodium silicate base.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 372–376

DC 666.76:620.179.16

Szabo Rodica: **Non-destructive qualiative control of fire-clay refractories by means of ultrasonic propagation speed.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 377–383

DC 669.85/.86 : 543.062

Morait Margareta and *Mustăcescu Erica*: **Estimation of total rare earth and cerium amount in mixed metal.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 384–386

DC 621.357.9

Tiruță E.: **Quick method for nitrate dosage in browning baths.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p.387–388

DC 669.14 : 620.186 : 656.073.

Katona V.: **Influence of steel structure on discharge mechanism.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 389–392

DC 621.74

Vulcu V.: **Considerations regarding terminology in the field of cast parts.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 393–396

DC 669.017.

Geru N.: **Small metallurgical dictionary in five languages (technical terms used in physical metallurgy).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 397–398

DC 669.046.58.532.13

Vlădescu M.: **Optimal method for viscosity estimation in metallurgical slags.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 399–401

DC 539.217.1

Schieber F. and *Alexandrescu A.*: **Methods of porosity estimation for siderurgical materials (refractories, coke, sinter, catalyzers).**

Metalurgia.21 (1969), nr. 6–7, p. 402–405

DC 669.14–462 : 621.774.21

Șerban A.: **Equipment for helicoidally welded steel tube manufacturing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 406–409

DK 621.359.4

Uscatu I.: **Dust arresting by means of electrofilters.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 410–415

DC 669.162.267.6

Spleiss Ecaterina: **Outside furnace desulphuration methods for cast iron.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 416–423

DC 669.131.7

Brabie V., Drăgănescu D., Ionică Gh. and *Zaharia N.*: **Attempts in high-plasticity nodular cast iron making.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 424

DC 621.74

Wittmoser A.: **Cast parts obtained by full-mould casting.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 6–7, p. 425–426

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 6–7
Iunie–Iulie
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cercetări privind îmbunătăţirea calităţii smoalei pentru electrozi*

Ing. LAURA BEŞLIU şi ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 662.749.38 : 621.3.035.222.24

RECHERCHES SUR L'AMÉLIORATION DE LA POIX POUR ÉLECTRODES

Les travaux de laboratoire exécutés au Combinat sidérurgique de Hunedoara et relatifs à l'amélioration de la qualité de la poix employée à la fabrication des produits carboniques et des électrodes ont prouvé que :

— on doit tenir compte non seulement des caractéristiques : température d'amollissement, substances insolubles dans le benzène, teneur en carbone libre, teneur en cendre et humidité, mais aussi d'autres caractéristiques telles que : le fractionnement après l'extraction sélective Mallison et la puissance d'agglutination appréciée avec l'indice Roga ;

— on peut obtenir une poix ayant des propriétés de liage améliorées par la distillation dans le vide du goudron déshydraté à la température de 320 — 370°C dans la chaudière de laboratoire et par la distillation du goudron à une température plus haute.

INVESTIGATIONS REGARDING ELECTRODE PITCH IMPROVEMENT

Laboratory investigations regarding improvement of pitch quality for carbon product and electrode manufacturing in Steel Plant — Hunedoara, led to following conclusions :

— besides softening temperature, benzene insoluble substances, free carbon content, ash and humidity content, other characteristics as : fractionating after Mallison selective extraction and agglutinating power according to Roga index, have to be also estimated ;

— it is possible to obtain a pitch with improved bonding properties by : still vacuum distilation of dehidratated tar at a temperature of 320—370°C and by tar distilation at higher temperatures.

Practica fabricaţiei electrozilor a impus asigurarea utilizării lianţilor necesari, respec a smoalei de cocserii, cu caracteristici îmbunătăţite care să asigure calitatea necesară şi rebuturi minime la produsul finit.

Pentru aprecierea calităţii smoalei pentru electrozi s-au utilizat determinarea prin metode empirice a anumitor caracteristici, dintre care se menţionează : temperatura de înmuiere, conţinutul de materii volatile, conţinutul de substanţe insolubile în benzen, conţinutul de cenuşă, umiditatea, insolubilele în ulei de antracen, indicele de umflare, răşinile beta şi carbonul fix în acestea şi limitele de distilare.

La Combinatul siderurgic — Hunedoara smoala este obţinută prin distilarea gudronului de cocserie într-o instalaţie prezentată schematic în figura 1.

Gudronul din rezervorul *1* trece în zona de convecţie a cuptorului tubular *2*, după care urmează deshidratarea şi eliminarea fracţiilor uşoare (pînă la 130°C) în evaporatorul treapta I *3*. Gudronul deshidratat revine în zona de radiaţie a cuptorului, fiind încălzit la 360—370°C, *4* temperatură la care, în evaporatorul treapta II *5*, sînt îndepărtaţi componenţii cu temperatura de fierbere corespunzătoare. Reziduul trece

* Lucrările de laborator în legătură cu aceste cercetări au fost efectuate de ing. Laura Beşliu şi laboranta Mihăilescu Ruja. La prelucrarea şi pregătirea materialului au colaborat ing. Şt. Forizs şi tehn. T. Marcu.

în coloana de smoală *6* unde prin purjare cu vapori supraîncălziți și îndepărtarea compușilor greu volatili ca fracție crisenică se reglează punctul de înmuiere al smoalei.

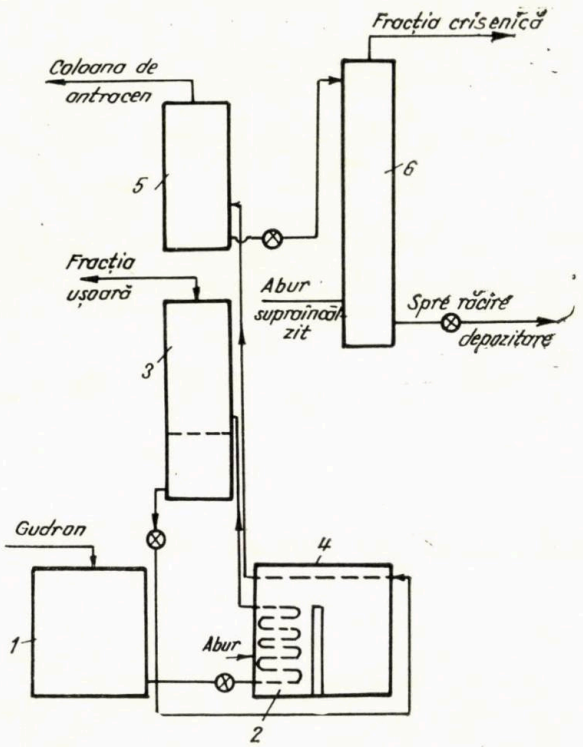


Fig. 1. Schema procesului tehnologic de la distileria de gudron :

1 — rezervor; *2* — cuptor tubular; *3* — evaporator treapta I; *4* — zona de radiație a cuptorului; *5* — evaporatorul treapta II; *6* — coloana de smoală.

Urmărirea formării substanțelor insolubile în benzen, considerate ca având efect hotărîtor asupra calității electrozilor, pe fluxul tehnologic redat în tabela 1, a arătat că transformările

Tabela 1

Locul luării probei	Creșterea insolubililor în benzen, %		
	min.	max.	media
Evaporator treapta I	—	25	6,5
Evaporator treapta a II-a	61	125	100
Coloană de smoală	—	7	1,2

cele mai mari au loc în treapta de radiație a cuptorului tubular, respectiv în evaporatorul treapta a II-a.

Creșterea conținutului de insolubile în benzen și scăderea conținutului de materii volatile sînt în funcție de temperatură, după cum rezultă din figurile 2 și 3 și, în mică măsură, depind de viteza de distilare în coloana de smoală.

Aceasta este explicația cantităților mici de substanțe insolubile formate în coloana de smoală (media 1,2%) unde temperatura este sub 320°C.

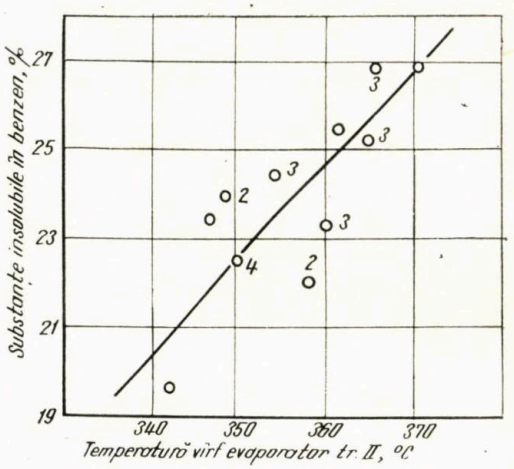


Fig. 2. Influența temperaturii asupra formării insolubililor în benzen din smoală.

Este evident că formarea substanțelor insolubile în benzen, în diferite faze ale procesului tehnologic, depinde și de cantitatea inițială de substanțe insolubile din gudronul brut (fig. 4).

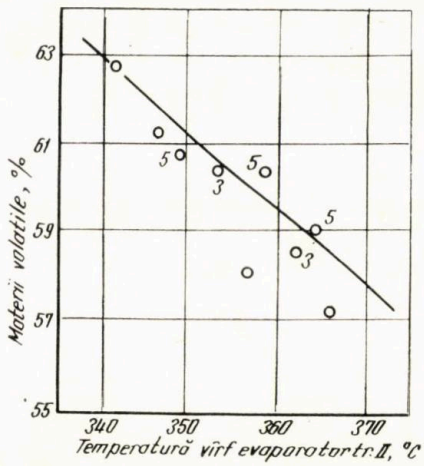


Fig. 3. Variația conținutului de materii volatile în funcție de temperatura de distilare.

În strînsă corelație cu formarea insolubilelor în benzen este și conținutul de materii volatile ale smoalei, care în condițiile de la Uzina cocsochimică — Hunedoara a fost de 55—60% la 20—29% substanțe insolubile în benzen și 75—85°C punct de înmuiere I.B.(inel și bilă).

Aceste caracteristici fiind insuficiente pentru aprecierea calității smoalei ca liant, s-au cău-

tat alte metode mai eficiente [3], [4], [5]. Dintre metodele citate în literatură, s-a aplicat fracționarea selectivă pentru cunoașterea compoziției după Mallison [5], iar pentru aprecierea directă a capacității de legare, similare cu

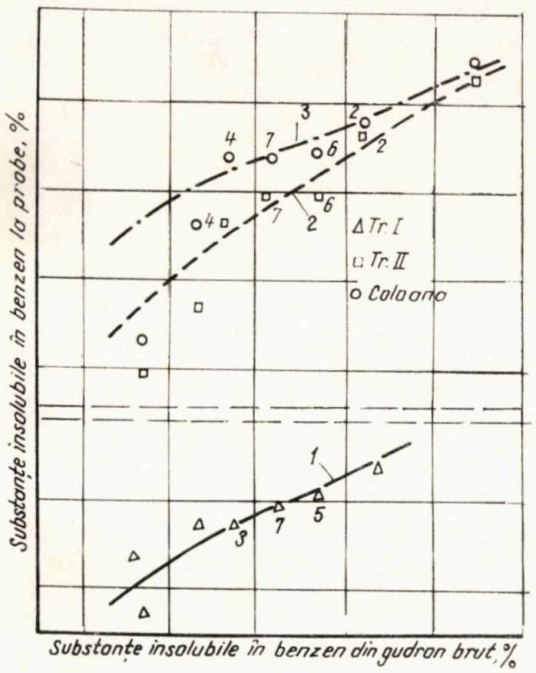


Fig. 4. Influența conținutului de substanțe insolubile în benzen din gudronul brut asupra conținutului de substanțe insolubile din gudron evaporator treapta I. Smoală evaporator treapta II și smoală din coloană:
1 — evaporator treapta I; *2* — evaporator treapta II; *3* — coloană.

aglutinarea huilelor cocsificabile, s-a folosit I.R. (indicele Roga).

În tabela 2 sînt redate caracteristicile fracțiilor separate din smoale din producția curentă, după metoda Mallison, precum și indicele Roga.

Comparînd comportarea diferitelor fracții în procesul de aglutinare, se pot face următoarele observații privind rolul acestora:

— fracția insolubilă în piridină dă un randament mare de cocs necesar umplerii golurilor dintre granulele materialului de legat, puterea de legare fiind slabă (fig. 5);

— fracția insolubilă în benzen are rolul preponderent de legare, pătrunzînd adînc în porii materialului. Legarea este ajutată și de reziduul de cocs activ, ridicat al acestei fracții (fig. 6);

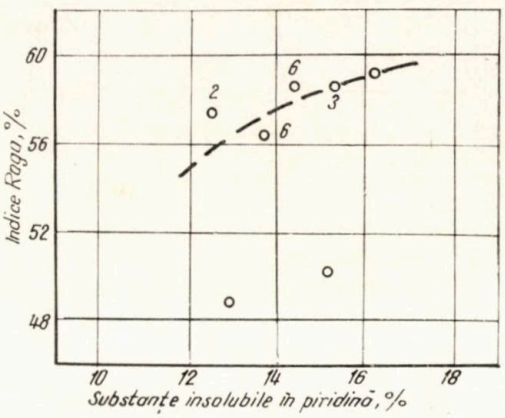


Fig. 5. Legătura dintre substanțele insolubile în piridină și puterea de aglutinare după indicele Roga.

— fracțiile insolubile în alcool metilic și alcool metilic diluat reprezintă, în cea mai mare parte, faza dispersată, constituind un solvent al componenților liantului. Aceste fracții, realizînd o

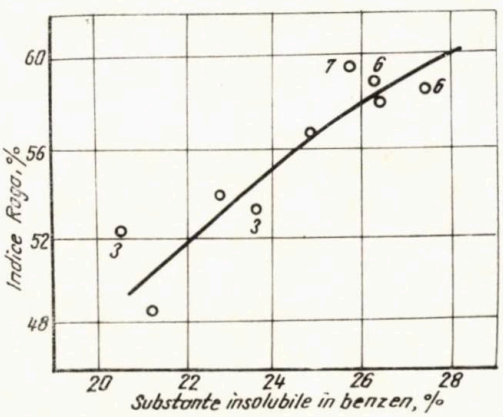


Fig. 6. Legătura dintre substanțele insolubile în benzen și puterea de aglutinare.

umectare a granulelor cărbunoase, favorizează presarea amestecului, ajutînd realizarea orientării optime a granulelor de natură și dimensiuni diferite pînă la compactizare înaintată;

Tabela 2

Substanțe insolubile, %, în:				Substanțe solubile în alcool metilic diluat	Cifra de cocs, %, pe fracții				Indice Roga, %, pe fracții				Punct de înmuiere al smoalei, °C	Cifra de cocs smoală, %	Indice Roga smoală, %
piridină	benzen	alcool metilic	alcool metilic diluat		piridină	benzen	alcool metilic	alcool metilic diluat	piridină	benzen	alcool metilic	alcool metilic diluat			
13,36	25,63	81,07	91,82	8,18	93,56	87,29	47,20	42,93	27,10	83,20	64,18	58,08	76,0	41,28	58,40
13,18	25,65	81,15	91,99	8,01	93,01	86,94	47,32	43,20	25,50	84,40	64,93	59,16	76,5	41,28	58,30
18,76	28,80	91,20	94,17	5,83	94,01	90,40	51,22	48,24	20,13	72,89	65,03	64,11	80,5	46,62	63,78
13,63	24,66	81,75	91,04	8,96	93,87	90,15	47,38	43,64	23,96	77,53	65,51	53,99	73,5	41,70	53,38
14,07	26,86	94,90	97,25	2,75	93,30	89,88	48,51	45,98	24,89	82,29	60,37	60,22	81,0	42,21	55,30

— creşterea reziduului de cocs duce la creşterea rezistenţei butanului de cocs. Conţinutul de materii volatile fiind mai mic şi degradarea

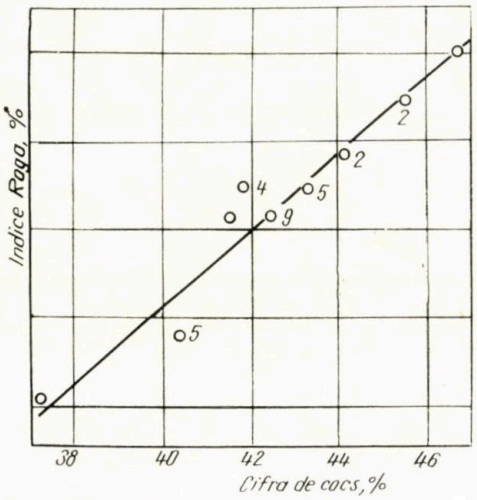


Fig. 7. Dependenţa puterii de aglutinare Roga de reziduul de cocs.

structurii legate de degajarea materiilor volatile va fi mai mică (fig. 7 şi 8).

Analizînd datele prezentate în figurile 5—8, se poate trage concluzia că, datorită strînsei interdependenţe dintre caracteristicile smoalei, pentru asigurarea îndeplinirii funcţiei de liant al smoalei, de la caz la caz trebuie luat în considerare întreg complexul de caracteristici.

O altă proprietate care caracterizează calitatea smoalei este temperatura de înmuiere.

Experimentările s-au executat cu instalaţia prezentată în figura 10. Regimul de lucru a fost cel din figura 11, pentru temperatura de încăl-

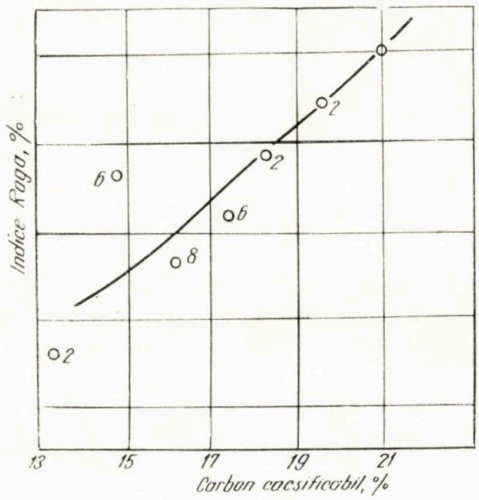


Fig. 8. Relaţia dintre carbonul cocsificabil şi puterea de aglutinare.

zire, şi cel din figura 12, pentru presiunea de lucru în funcţie de temperatură (domenii utilizate).

Pentru studierea calităţii smoalei în funcţie de parametrii tehnologici, s-au făcut o serie de încercări de distilare în vid a gudronului, în diferite variante, fie la temperaturi finale diferite, cu menţinerea constantă a duratei şi a presiunii finale, fie la temperatură constantă, variind presiuna de lucru şi durata.

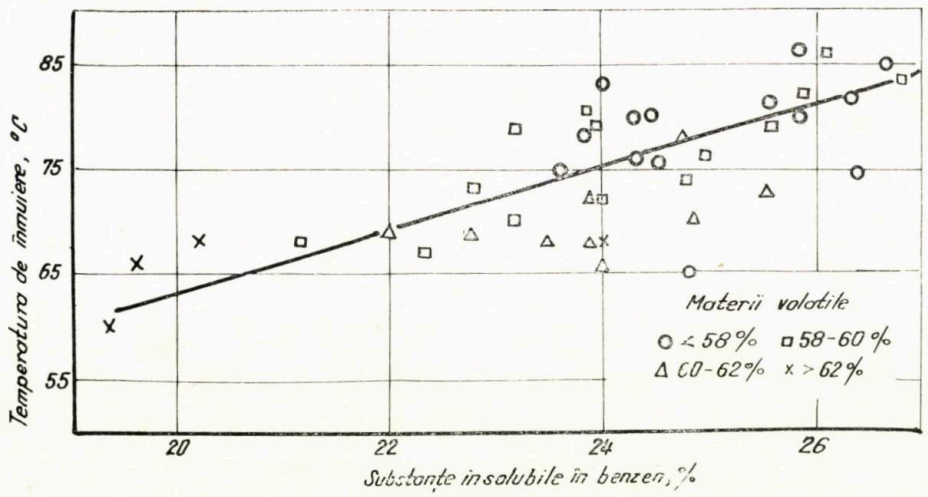


Fig. 9. Dependenţa temperaturii de înmuiere a smoalei de substanţele insolubile în benzen, la diferite conţinuturi de materii volatile.

Determinările efectuate (prin metoda „inel şi bilă") au arătat că temperatura de înmuiere depinde de insolubilele în benzen. Materiile volatile în acest caz au un rol secundar (fig. 9).

Întrucît probele de smoală cercetate din producţia curentă nu au satisfăcut cerinţele pentru smoală de electrozi, s-a trecut la distilări sub vid ale gudronului, în fază de laborator.

Aceste încercări au arătat influenţa puternică pe care o au asupra distilării temperatura şi presiunea (vidul final). Creşterea temperaturii finale favorizează formarea substanţelor insolubile (fig. 13, 14), temperatura optimă fiind de 340—360°C. Scăderea vidului final are acelaşi efect ca şi creşterea temperaturii (fig. 15).

Creşterea cantităţii de substanţe insolubile în benzen cu creşterea vidului la determinările

efectuate în instalaţia de laborator contrazice indicaţiile din literatură, dar poate fi explicată prin fenomene care au loc la distilare.

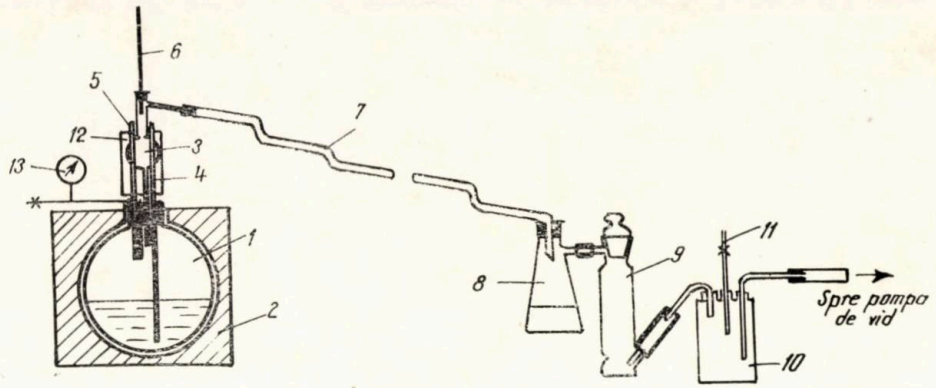


Fig. 10. Instalaţia de distilare sub vid a gudronului:
1 — blază distilare; *2* — cuptor electric; *3* — deflegmator cu opt bule; *4, 5, 6* — termometre; *7* — refrigerent cu aer (*l* = 1 600 mm); *8* — vas colector; *9* — vas tampon; *10* — egalizator de presiune; *11* — admisie aer; *12* — izolaţie; *13* — vacuumetru

Durata de distilare nu are influenţă hotărîtoare asupra calităţii smoalei în ceea ce priveşte substanţele insolubile, după cum rezultă din tabela 3, la temperatura finală de 400°C în blază.

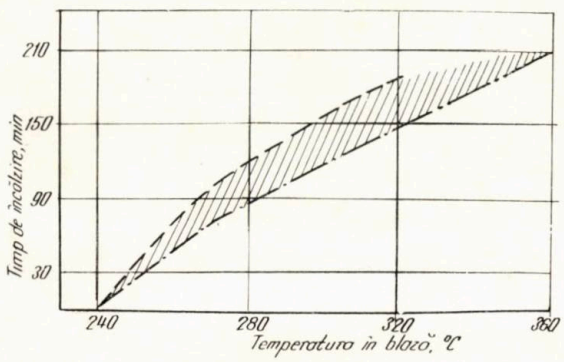


Fig. 11. Variaţia timpului de încălzire în funcţie de temperatura finală de distilare:
abscisa — temperatura de încălzire a gudronului, °C;
ordonata — timp de încălzire, min.

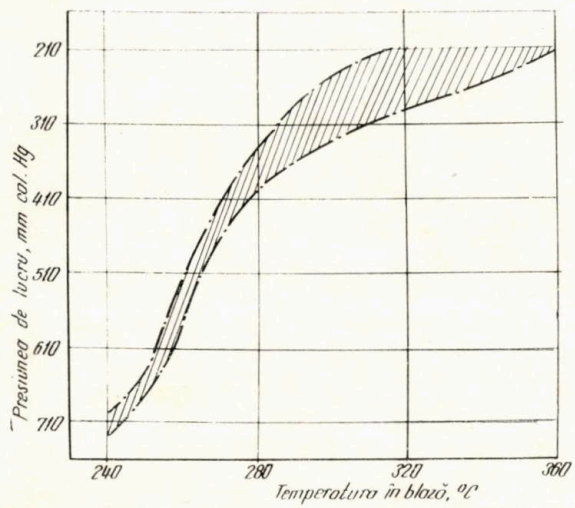


Fig. 12. Variaţia presiunii de lucru (a vidului folosit), în funcţie de temperatura de încălzire a gudronului.

Pe baza acestor lucrări de laborator efectuate la temperatura de 340—370°C şi la vid de 310—210 mm col. Hg, la o viteză de încălzire 1—1,5 °C/min, s-a obţinut o gamă de diferite smoale avînd ca limită inferioară smoala obţinută în condiţiile respective din 1963 de la Uzina cocsochimică — Hunedoara cu caracteristicile: substanţe insolubile în piridină — 16—18%; substanţe insolubile în benzen —26—28%; materii volatile — 57% şi ca limită superioară o smoală

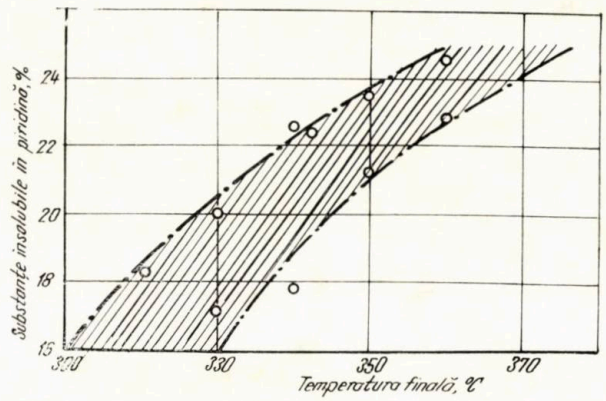


Fig. 13. Variaţia formării substanţelor insolubile în piridină în funcţie de temperatura finală de distilare.

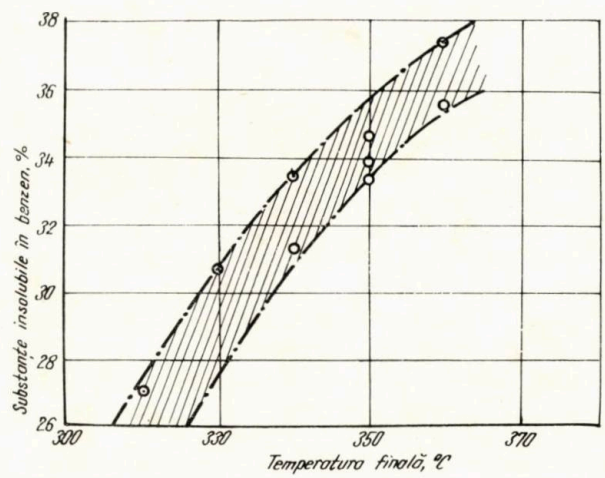


Fig. 14. Variaţia formării substanţelor insolubile în benzen, în funcţie de temperatura finală de distilare.

similară smoalei de calitate import, cu caracteristicile: substanţe insolubile în piridină — 24—26%; substanţe insolubile în benzen — 35—37%; materii volatile — 48%.

Ca urmare a ridicării conținutului de substanțe insolubile și a reducerii materiilor volatile din smoală, care asigură o aglutinare mai bună, s-a ridicat temperatura de înmuiere la

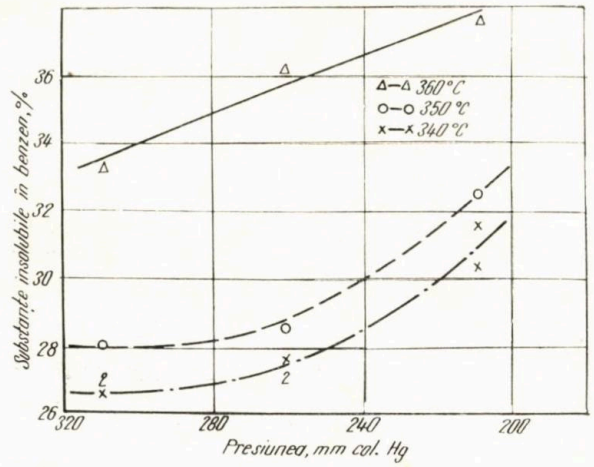


Fig. 15. Influența presiunii finale de distilare asupra conținutului de substanțe insolubile în benzen la temperaturi finale diferite.

nivelul de 100—120°C ceea ce ar impune, în cazul unei utilizări industriale, ridicarea temperaturii de amestecare la 150 — 170°C.

Tabela 3

Temperatura în blază, °C	Durata de distilare, min	Punct de înmuiere, °C	Insolubile, %, în:		Materii volatile, %	Indice Roga, %
			piridină	benzen		
400	130	112	31,21	41,82	48,36	74,02
400	245	106	27,41	37,41	50,76	72,96
400	255	108	27,78	39,07	48,28	71,38

Constatînd că, prin distilarea sub vid, din materia primă existentă la Uzina cocsochimică — Hunedoara, se poate obține o smoală de calitate ameliorată, s-a pus problema dacă nu cumva prin modificarea regimului termic la distilarea sub presiune obișnuită se pot realiza aceleași efecte. Această presupunere a fost sugerată și de efectul similar al creșterii temperaturii o dată cu scăderea vidului arătat mai sus.

Pentru a avea o confirmare practică, s-au efectuat o serie de distilări la presiunea normală, variindu-se temperatura în blază pînă la obținerea unei smoale corespunzătoare celei obținute prin distilare sub vid din același gudron. Rezultatele corespunzătoare redate în tabela 4 au demonstrat că temperatura de lucru în cazul distilărilor normale este cu circa 40—50°C mai mare decît cea din cazul distilărilor sub vid.

Sintetizînd rezultatele lucrărilor de laborator pentru obținerea unei smoale cu putere mare de legare, se poate spune că aceasta se poate obține atît prin distilare sub vid, cît și prin

Tabela 4

Temperatura gudronului în blază, °C	Durata distilării (>280°C), min	Punct de înmuiere, °C	Substanțe insolubile, %, în:		Materii volatile, %	Indice Roga, %
			piridină	benzen		
380	150	75	15,89	24,80	60,90	58,72
400	200	91	21,46	33,64	54,44	71,98
410	240	110	28,77	39,07	48,56	74,10
420	260	128	31,10	43,58	44,75	73,13
430	145	129	30,07	45,93	47,70	75,07

distilare normală. Condițiile de lucru și caracteristicile smoalelor obținute sînt redate în tabela 5.

Tabela 5

Caracteristici	Modul de obținere	
	sub vid	presiune normală
Gudron:		
insolubile în piridină, %	3—7	3—7
insolubile în benzen, %	5—9	5—9
Temperatura în blază, °C	340—370	400—430
Presiunea finală, mm col. Hg	210—310	760
Viteza de încălzire — pînă la 280°C	2°/min	2°/min
— peste 280°C	1°/min	1°/min
Smoală:		
Substanțe insolubile în piridină, %	20—24	20—30
Substanțe insolubile în benzen, %	32—37	33—45
Materii volatile, %	48—52	44—54
Carbon cocsificabil, %	15—19	15—20
Punct de înmuiere, °C	100—120	90—130
Indice Roga, %	70—75	72—75

Concluzii

Din lucrările de laborator privind îmbunătățirea calității smoalei de la Combinatul siderurgic — Hunedoara utilizată la fabricarea produselor carbonice și a electrozilor siderurgici se pot trage o serie de concluzii:

— Pentru aprecierea calității smoalei drept liant în procesele de fabricare a produselor carbonice și a electrozilor siderurgici, pe lîngă caracteristicile impuse în trecut ca: temperatura de înmuiere, substanțe insolubile în benzen, conținutul de carbon liber, conținutul de cenușă și umiditate, trebuie folosite și alte caracteristici. Dintre caracteristicile suplimentare pot fi luate în discuție fracționarea după extracția selectivă Mallison și aprecierea puterii de aglutinare după indicele Roga.

— Studiind smoala pe fracții după indicele Roga s-a constatat că: fracția insolubilă în piridină nu are proprietate de legare, dă un randament mare de cocs necesar umplerii golurilor dintre granulele cărbunoase, reducînd astfel porozitatea produsului finit; fracția insolubilă

în benzen are cele mai bune proprietăţi de legare, iar reziduul de cocs care se formează contribuie la formarea reţelei de cocs în structura electrodului; fracţiile solubile în alcool metilic şi alcool metilic diluat realizează o umectare a granulelor cărbunoase, favorizînd presarea amestecului şi orientarea granulelor diferite.

— S-a constatat că este posibilă obţinerea unei smoale cu proprietăţi de legare ameliorate prin distilarea sub vid a gudronului deshidratat la temperatura de 320—370°C în blază şi la presiunea finală de 210—310 mm col. Hg, într-o instalaţie pilot, precum şi prin distilarea gudronului la temperaturi mai ridicate.

Rezultatele au demonstrat că efectul distilării sub vid poate fi compensat prin creşterea temperaturii cu 40—50°C faţă de cea a distilării sub vid, în instalaţia existentă.

BIBLIOGRAFIE

]1] Thommas B. E. A. Bitmmen Teere, Asphalte — Pech, nr. 8, 1961.

[2] Winkler H. J. *Gudronul de huilă şi prelucrarea lui.* Essen, Ed. Glückauf, 1961.

[3] Krîlov V. Industria chimică nr. 1, 1956 (Revistă de traduceri I.D.T.).

[4] Hugel G. Brenstoff — Chimie nr. 13/14, 1958, p. 213—217.

]5] Mallison H. Brenstoff — Chimie nr. 11/12, 1958, p. 161—164.

Oţeluri sudabile pentru construcţii metalice aliate cu azot, vanadiu şi niobiu

Dr. ing. N. DRĂGAN, ing. M. COSTESCU, ing. A. MORŢUN şi ing. MINODORA IACOB
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.14.018.29

ACIERS SOUDABLES POUR CONSTRUCTIONS MÉTALLIQUES, ALLIÉS À L'AZOTE, AU VANADIUM ET AU NIOBIUM

On a étudié l'influence qu'ont les petites additions d'azote, de vanadium et de niobium sur les caractéristiques mécaniques des aciers à 0,15—0,20% C et à 1,60% Mn.

Les caractéristiques mécaniques ont été déterminées sur des épreuves laminées ou normalisées ; on a examiné en même temps l'influence du régime thermique du processus de laminage, ainsi que l'influence de la température de normalisation, sur les caractéristiques de résistance et de plasticité. On a étudié aussi l'influence des additions d'azote, de vanadium et de niobium sur la susceptibilité au vieillissement mécanique et sur la température de transition de la rupture tenace à la rupture fragile.

Les résultats ont permis d'expliquer l'influence favorable qu'a l'alliage à petites additions d'azote, azote + + vanadium et azote + niobium sur l'amélioration des propriétés de résistance ; d'estimer les limites de composition chimique ; d'établir des paramètres technologiques pour prévenir les influences négatives de ces additions sur les propriétés de plasticité et ténacité.

NITROGEN, VANADIUM AND NIOBIUM ALLOY WELD STEEL FOR METALLIC STRUCTURES

Influence of minute additions of nitrogen, vanadium and niobium on mechanical characteristics of steels with 0.15—0.20% C and about 1.60% Mn is analysed.

Mechanical characteristics were established on rolled or normalized samples, influence of thermal conditions and of rolling as well as normalizing temperature on obtained resistance and plasticity indices being simultaneously investigated. Influence of nitrogen, vanadium and niobium additions on mechanical ageing susceptibility and on transition temperature from tenacious to brittle breaking was equally studied.

Obtained results allowed to explain the favourable alloying influence of minute additions of nitrogen, nitrogen + vanadium and nitrogen + niobium on resistance improvement, to estimate limits of chemical composition and to establish processing parametra in view to prevent a negative influence of these additions on plasticity and tenacity.

Unele cercetări privind îmbunătăţirea calităţii oţelului elaborat în convertizorul Thomas au arătat că un conţinut de azot mai mare decît conţinutul rezultat în condiţii obişnuite de elaborare duce, în cazul legării acestuia sub formă de nitruri de aluminiu, la finisarea atît a granulaţiei austenitice, cît şi a granulaţiei feritice, determinînd pe de o parte creşterea limitei de curgere, iar pe de altă parte coborîrea temperaturii de tranziţie de la ruperea tenace la ruperea fragilă şi micşorarea susceptibilităţii la îmbătrînire [1], [2], [3].

Cercetările întreprinse în continuare pe oţelurile microaliate cu azot [4] au arătat însă că nitrurile de aluminiu se dizolvă relativ uşor la temperaturi peste 1 000°C la încălzirea pentru laminare, forjare sau sudare, iar la răcirea ulterioară precipită adesea sub aspectul unor particule grosiere, înrăutăţind caracteristicile mecanice şi tehnologice ale oţelurilor. Din această cauză s-a studiat posibilitatea legării azotului cu elemente care formează nitruri mai greu solubile, cum ar fi V, Ti, Nb, Be ş.a., obţinîndu-se rezultate bune în direcţia realizării unor oţeluri sudabile, cu limita de curgere mai mare de 42 kgf/mm², microaliate cu azot şi vanadiu sau cu azot şi niobiu [5] — [10].

Cu toate că asemenea oţeluri au fost asimilate în R.F.G., S.U.A., Japonia, Anglia, Cehoslovacia, U.R.S.S. etc., nici pînă în momentul actual nu există un punct de vedere unic privind conţinutul optim de azot, vanadiu şi aluminiu sau în ceea ce priveşte regimul termic de prelucrare prin deformare plastică şi la tratamentul de normalizare.

Luîndu-se în considerare necesitatea produceri în România a unor oţeluri sudabile cu o limită de curgere mai mare decît 42 kgf/mm², precum şi economicitatea acestei categorii de oţeluri, în care conţinutul de elemente de aliere este de ordinul sutimilor de procent, s-a apreciat că este oportun să fie iniţiat un studiu în care, pe

de o parte, să se clarifice unele aspecte referitoare la conținutul optim de azot, vanadiu sau niobiu, iar pe de altă parte să se găsească răspuns la unele probleme de natură tehnologică, asupra cărora fie că părerile exprimate sînt contradictorii, fie că în literatura de specialitate nu se găsesc indicații suficiente.

Materialul și metodele de cercetare

Cercetările privind influența azotului asupra transformărilor structurale și asupra proprietăților mecanice ale oțelurilor cu sau fără adaosuri de vanadiu sau niobiu au fost efectuate pe oțelurile a căror compoziție chimică este indicată în tabela 1, compoziția de bază fiind următoarea : 0,14 — 0,20% C ; 1,2 — 1,6% Mn ; max. 0,50% Si ; max. 0,03% Al. Pe această compoziție de bază au fost elaborate cinci grupe de oțeluri care au diferit între ele, în primul rînd prin conținutul de azot. La prima grupă nu a fost adăugat azot, la grupa a doua azotul adăugat a fost de 0,009 — 0,014% ; la grupa a treia, de 0,015 — 0,019% ; la grupa a patra, de 0,02 — 0,024%, iar la grupa a cincea azotul adăugat a fost de 0,025 — 0,03%. Aici trebuie menționat însă că gradul de asimilare a azotului introdus scade o dată cu creșterea conținutului său, așa după cum se va arăta în continuare. Din această cauză conținutul real de azot din șarjele din grupele a IV-a și a V-a este mai mic decît cel care ar fi trebuit să rezulte conform calculelor de șarjă.

În cadrul fiecărei grupe a fost elaborată cîte o șarjă fără adaosuri de vanadiu sau niobiu și cîte două șarje cu adaos de vanadiu și cîte două șarje cu adaos de niobiu. Adaosul de vanadiu a fost într-un caz de 0,06 — 0,10%, iar în al doilea caz, de 0,13 — 0,20%. Conținutul maxim ales de vanadiu nu a depășit 0,20%, deoarece, conform unor date de sinteză [11], creșterea limitei de curgere o dată cu creșterea în continuare a vanadiului peste 0,20% este cu totul neînsemnată din punct de vedere practic, iar pe de altă parte, un conținut prea mare de vanadiu în aceste oțeluri duce la deplasarea temperaturii de tranziție înspre valori pozitive [6]. În ceea ce privește șarjele cu adaos de niobiu, jumătate din ele au un conținut de circa 0,035%, iar cealaltă jumătate — de circa 0,06%. Conținutul minim și maxim de niobiu a fost stabilit pe baza acelorași considerente ca și în cazul vanadiului, în baza datelor de sinteză din lucrarea [12].

Șarjele experimentale au fost elaborate într-un cuptor cu inducție de 50 kg, alierea cu azot efectuîndu-se prin intermediul manganului azotat. Lingourile (cîte două din fiecare șarjă) au fost preforjate și apoi laminate dintr-o singură încălzire în platbande cu grosimea de 12 mm. Temperatura de început de prelucrare plastică

Tabela 1

Grupa	Varianta, (*V*)	Tipul de oțel	Conținutul, %								
			C	Mn	Si	S	P	N	V	Nb	Al
I	1	C + N1	0,15	1,25	0,26	0,016	0,022	—	—	—	0,013
	2	C + N1 + *v*	0,16	1,21	0,31	0,018	0,023	—	0,01	—	urme
	3	C + N1 + V	0,16	1,43	0,33	0,019	0,022	—	0,13	—	urme
	4	C + N1 + *nb*	0,19	1,36	0,33	0,016	0,023	—	—	0,026	0,030
	5	C + N1 + Nb	0,18	1,32	0,36	0,018	0,022	—	—	0,046	0,022
II	6	N2	0,18	1,35	0,31	0,019	0,021	0,010	—	—	0,023
	7	N2 + *v*	0,16	1,24	0,44	0,022	0,032	0,012	0,075	—	0,030
	8	N2 + V	0,19	1,33	0,31	0,022	0,024	0,013	0,13	—	0,026
	9	N2 + *nb*	0,15	1,30	0,27	0,021	0,021	0,014	—	0,032	0,015
	10	N2 + Nb	0,18	1,17	0,32	0,019	0,022	0,012	—	0,053	0,010
III	11	N3	0,18	1,25	0,34	0,025	0,032	0,018	—	—	0,018
	12	N3 + *v*	0,16	1,29	0,41	0,048	0,032	0,017	0,10	—	0,013
	13	N3 + V	0,16	1,22	0,36	0,048	0,031	0,019	0,195	—	0,012
	14	N3 + *nb*	0,17	1,21	0,40	0,049	0,030	0,018	—	0,035	0,026
	15	N3 + Nb	0,17	1,29	0,41	0,045	0,028	0,018	—	0,060	urme
IV	16	N4	0,15	1,22	0,15	0,044	0,029	0,020	—	—	0,011
	17	N4 + *v*	0,14	1,21	0,33	0,034	0,024	0,0236	0,055	—	0,026
	18	N4 + V	0,17	1,17	0,30	0,034	0,025	0,021	0,16	—	0,021
	19	N4 + *nb*	0,18	1,32	0,37	0,034	0,026	0,020	—	0,032	0,020
	20	N4 + Nb	0,16	1,33	0,50	0,041	0,032	0,020	—	0,056	0,026
V	21	N5	0,16	1,28	0,33	0,039	0,025	0,021	—	—	0,024
	22	N5 + *v*	0,17	1,12	0,33	0,037	0,029	0,020	0,075	—	0,012
	23	N5 + V	0,16	1,36	0,39	0,039	0,039	0,021	0,13	—	0,008
	24	N5 + *nb*	0,16	1,49	0,53	0,043	0,038	0,021	—	0,034	0,030
	25	N5 + Nb	0,17	1,51	0,54	0,049	0,038	0,020	—	0,059	0,037

Obs. N1 = 0,0006% azot rezidual; N2 = 0,01 — 0,014% N; N3 = 0,015 — 0,019% N; N4 = 0,020 — 0,024% N; N5 $\geqslant$ 0,025% N; *v* = circa 0,08% V; V = circa 0,016%V; *nb* = circa 0,03% Nb; Nb = circa 0,06% Nb.

a fost de circa 1 100°C, iar operațiile de deformare plastică au fost astfel conduse, prin reglarea timpilor pauză între treceri, încît în cazul fiecărei șarje, temperatura de sfîrșit de laminare a fost de 950°C, pentru un lingou, și de 875°C, pentru al doilea lingou. Tratamentul de normalizare a fost efectuat la temperaturile de 880, 920, 950°C, cu durata de menținere de 1 h. Pe probe extrase din platbande au fost determinate caracteristicile mecanice, inclusiv reziliența la temperaturi coborîte și susceptibilitatea la îmbătrînirea mecanică. Totodată au fost întreprinse cercetări privind influența alierii cu azot, vanadiu sau niobiu asupra mărimii grăuntelui feritic și austenitic, asupra naturii și gradului de dispersie a constituenților structurali, precum și asupra descompunerii izoterme a austenitei subrăcite.

Analiza rezultatelor obținute

Alierea cu azot imprimă anumite particularități la elaborare, particularități care trebuie luate în considerare pentru obținerea unei calități corespunzătoare a lingoului. Pentru determinarea conținutului maxim de azot, care poate fi adăugat fără ca în lingou să apară sufluri la solidificare, într-o serie de șarje a fost introdus azot pentru un conținut calculat de 0,03; 0,04; 0,05 și , respectiv, 0,06%.

În cazul introducerii unei cantități de azot calculate pentru 0,03%, conținutul de azot asimilat în oțelul solidificat a fost de 0,02 — 0,025% și în lingou nu au fost semnalate sufluri. Sufluri în secțiunea lingoului nu au fost semnalate nici în cazul introducerii unei cantități calculate pentru 0,04 % N (fig. 1, *a*), caz în care însă conținutul de azot asimilat în oțelul solidificat nu a depășit valoarea de circa 0,03%. De altfel, trebuie menționat că peste conținutul calculat de 0,04% N, indiferent de cantitatea de azot introdusă în oțelul lichid, conținutul de azot în oțelul solidificat nu depășește valoarea de circa 0,03%. Se constată însă că, o dată cu creșterea peste 0,03% a conținutului de azot introdus în oțelul lichid, deși conținutul de azot asimilat în oțelul solidificat nu se mărește sensibil, crește în schimb pericolul apariției de sufluri. Din examinarea figurii 1 se observă că numărul și dimensiunile suflurilor apărute în secțiunea lingoului cresc considerabil o dată cu creșterea conținutului de azot adăugat în oțelul lichid de la 0,03 la 0,06%.

Ca urmare la cele expuse rezultă că, în condițiile de lucru cercetate, cantitatea maximă

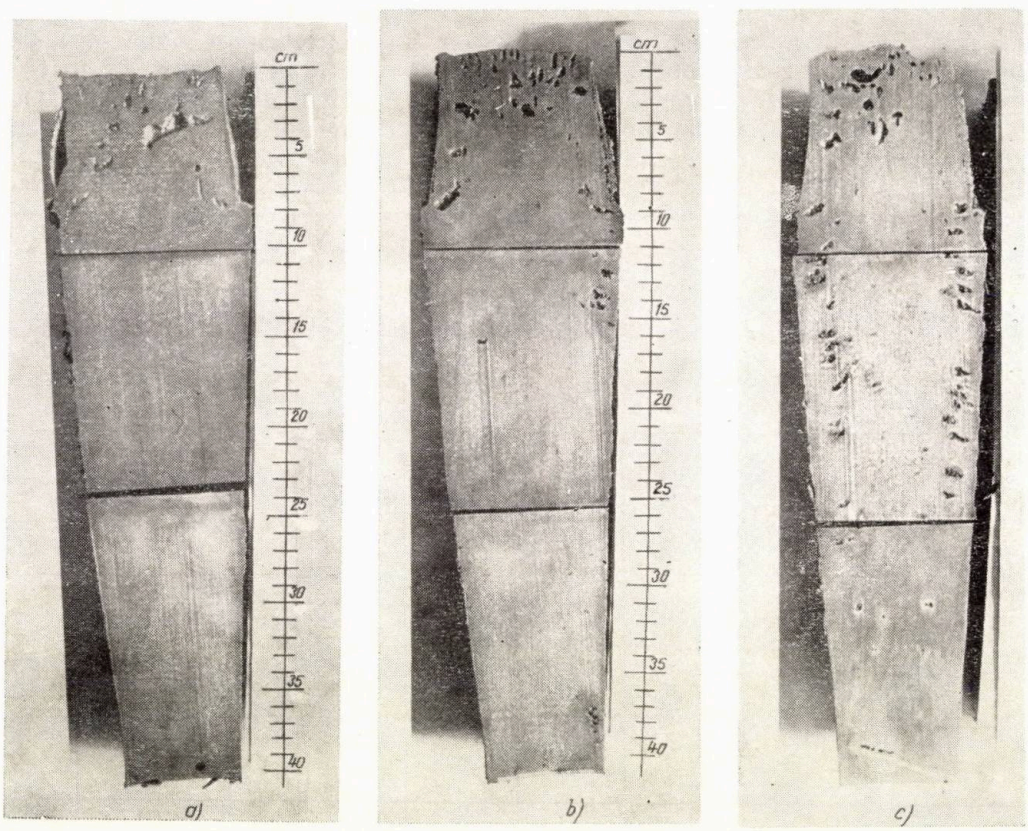


Fig. 1. Variația conținutului de sufluri în secțiunea lingoului, în funcție de conținutul de azot introdus în baia de oțel:
a — 0,04%; *b* — 0,05%; *c* — 0,06%.

de azot care poate fi introdusă în oțel, fără pericolul apariției de sufluri, este de 0,03%.

Rezultatele cercetărilor privind influența microalierii oțelurilor avînd un conținut de carbon de 0,15%, cu circa 0,02% N sau cu circa 0,02% N și 0,2% V asupra stabilității austenitei subrăcite sînt redate în figura 2, în care se prezintă suprapuse diagramele descom-

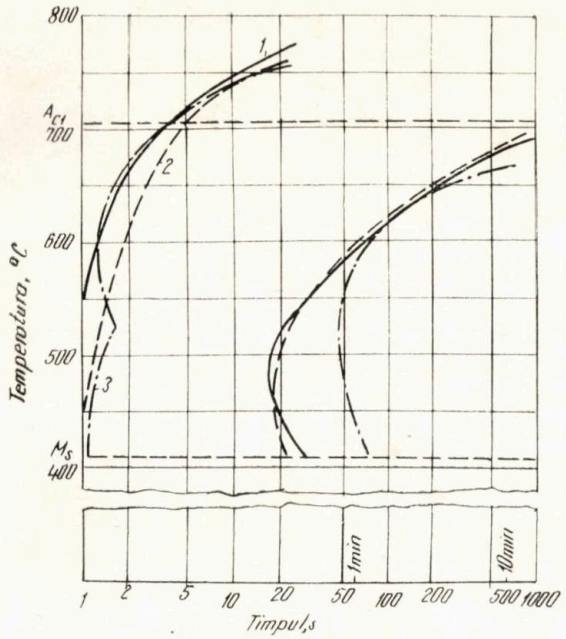


Fig. 2. Diagramele descompunerii izoterme a austenitei: *1* – oțel cu 0,15% C; *2* – oțel cu 0,16% C + 0,17% N; *3* – oțel cu 0,16% C + 0,019% N + 0,19% V.

punerii izoterme a austenitei pentru oțelul fără azot și vanadiu (curbele *1*), pentru oțelul cu 0,017% N_2 (curbele *2*) și pentru oțelul cu 0,019% N și 0,195% V (curbele *3*)*.

conținut de carbon de 0,15%, cu circa 0,02% N sau simultan cu circa 0,02% N și 0,2% V nu prezintă în mod practic nici o influență, variația perioadelor de incubație pentru cele trei oțeluri nediferind în limite mai mari decît 1 s. O influență sensibilă asupra cineticii descompunerii austenitei se constată doar în cazul alierii simultane cu azot și vanadiu, caz în care duratele de timp necesare descompunerii complete a austenitei în intervalul de temperaturi cuprins între 550°C și temperatura punctului M_s sînt de 2—2,5 ori mai mari decît pentru oțelul fără azot și vanadiu sau pentru oțelul microaliat numai cu azot. În afară de aceasta, alierea simultană cu azot și vanadiu determină și o coborîre a temperaturilor, la care descompunerea austenitei se produce după mecanismul perlitic (cu difuzie). Acest lucru este ilustrat de microstructurile prezentate în figura 3, în care se observă, la temperatura de 500 — 550°C, că în timp ce în cazul oțelurilor carbon (fig. 3, *a*) sau aliate numai cu azot (fig. 3, *b*) structura obținută are un pronunțat caracter acicular, oțelul aliat cu azot și vanadiu își menține încă aspectul granular al structurii (fig. 3, *c*).

Influența alierii cu azot, vanadiu și niobiu asupra variației granulației austenitice a fost cercetată prin observații directe cu ajutorul microscopului pentru temperaturi înalte, aplicîndu-se două variante de studiu:

— comportarea grăuntelui austenitic în cazul încălzirilor la temperaturile maxime uzuale pentru tratamentul termic de normalizare;

— cinetica creșterii grăuntelui austenitic la temperatura de 1 100°C în timpul menținerilor de pînă la 5 h.

Rezultatele cercetărilor întreprinse arată că alierea simultană cu azot și vanadiu și, respectiv, cu azot și niobiu, conferă grăuntelui austenitic o mare stabilitate, acesta fiind practic insensibil la creșterea duratei de menținere la 1 100°C pînă la 5 h. O stabilitate mare conferă grăuntelui austenitic și alierea oțelurilor numai

a) *b)* *c)*

Fig. 3. Microstructura rezultată în urma descompunerii izoterme a austenitei în urma menținerii timp de 5 s la 500°C: *a* – 0,15% C; *b* – 0,16% C + 0,17% N; *c* – 0,16% C + 0,019% N + 0,19% V. Atac nital 2% × 400.

S-a constatat că asupra poziției curbelor de început de transformare alierea oțelurilor avînd un

* La efectuarea experimentărilor pentru stabilirea diagramelor TTT ale acestor oțeluri a participat și ing. Iancu Petre.

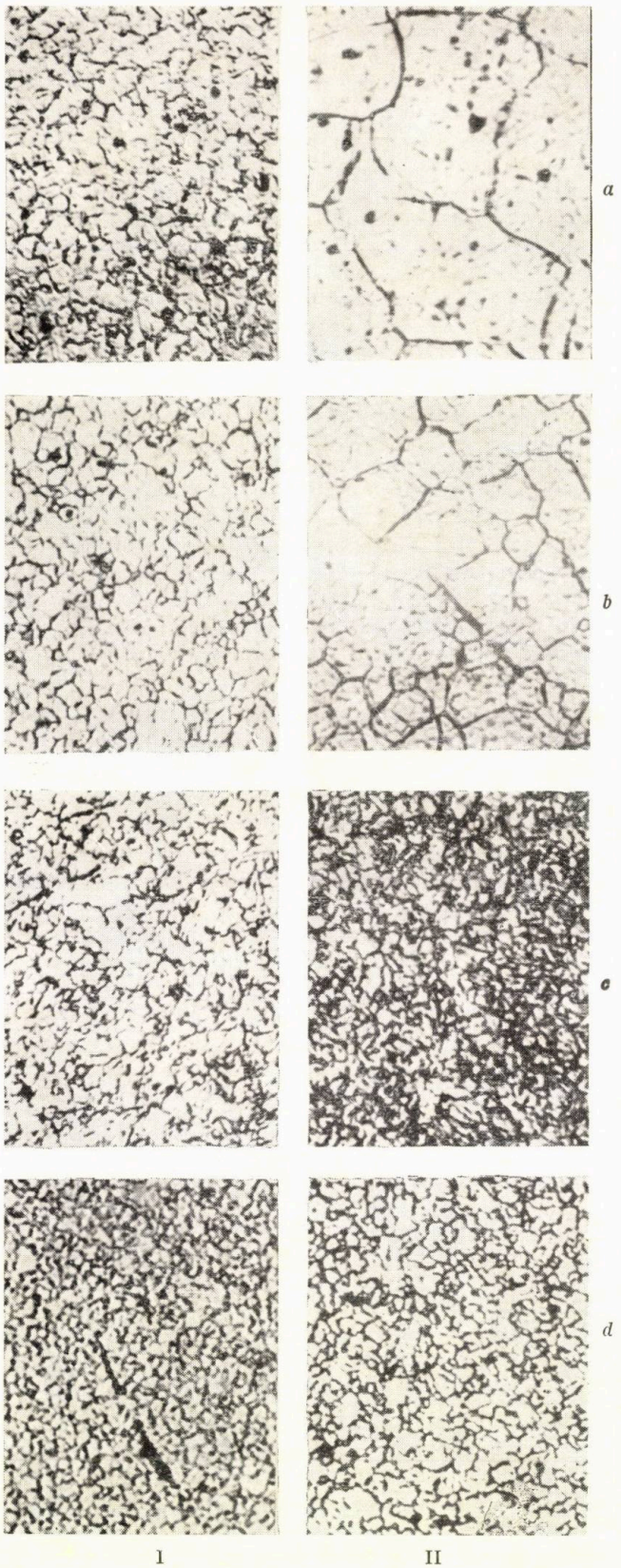


Fig. 4. Granulația austenitică (×187) în urma încălzirii timp de 1 h la 880°C (I) sau timp de 1 h la 950°C (II) a probelor din oțelurile:

a – 0,16% C; *b* – 0,16% C + 0,13% V; *c* – 0,18% C + 0,01% N; *d* – – 0,18% C + 0,012% N + 0,053% Nb.

cu circa 0,02 %N sau numai cu circa 0,25% Nb, caz în care granulația austenitică nu variază cu creșterea temperaturii de la 880 la 950°C, în timp ce alierea acestor oțeluri numai cu 0,15- — 0,2% V, deși finisează grăuntele austenitic, totuși nu-l stabilizează complet față de variațiile de temperatură în domeniul 880 — 950°C (fig. 4, 5, 6, 7).

Spre ilustrare se prezintă unele microstructuri ale oțelurilor cercetate în intervalul de temperatură de 880 — 950°C.

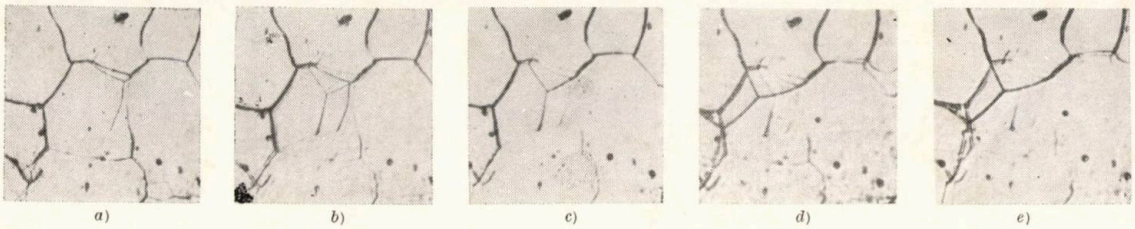
Variația granulației feritice în oțelurile cercetate a fost studiată pe cale microscopică, prin măsurarea dimensiunilor a 200 — 400 grăunți, pe probe în stare laminată sau normalizată la diferite temperaturi. Rezultatele prezentate în tabela 2 arată în general o bună corelație între comportarea grăuntelui austenitic și a celui feritic, în funcție de compoziția oțelurilor. Și în cazul grăuntelui feritic, cea mai fină granulație și în același timp cea mai mare stabilitate față de creșterea temperaturii de normalizare se constată în cazul oțelurilor aliate simultan cu azot și vanadiu sau cu azot și niobiu. O a doua constatare este aceea că alierea cu circa 0,04% Nb, cu sau fără azot, finisează granulația feritică într-o măsură mai mare decît introducerea în compoziția oțelului cu sau fără azot a circa 0,15% V. Influență favorabilă asupra grăuntelui feritic are, în ordine descrescătoare, și introducerea în oțel numai a niobiului, vanadiului sau azotului.

Tabela 2

Varianta	Tipul de oțel	Suprafața medie a grăunților de fontă, μm²:					
		După laminare cu temperatura de sfîrșit de laminare:		După normalizare (1 h) la temperatura de:			
		875°C	950°C	880°C	920°C	960°C	1 000°C
1	C	87,5	106,5	67,5	73,0	74,5	80,0
2	C + 0,075% V	51,5	63,0	32,0	33,0	35,5	39,0
3	C + 0,13% V	45,5	61,0	26,5	29,5	35,0	37,5
4	C + 0,026% Nb	50,5	62,5	41,0	44,0	47,5	50,0
5	C + 0,046% Nb	49,0	55,0	25,5	29,0	30,5	31,5
11	C + N3	72,5	103,5	40,5	48,0	49,5	53,0
13	C + N3 + V	40,0	53,5	24,0	27,0	28,5	31,5
14	C + N3 + Nb	42,5	49,0	26,0	27,5	30,5	34,0
16	C + N4	76,0	89,5	39,5	46,5	48,5	49,5
18	C + N4 + V	44,0	52,0	24,5	26,0	27,5	31,0
19	C + N4 + Nb	32,0	42,0	19,5	22,0	23,5	26,0
21	C + N5	71,5	78,0	37,5	43,5	46,0	51,0
23	C + N5 + V	39,0	50,0	25,0	27,0	30,5	34,5
24	C + N5 + Nb	37,5	45,0	22,5	25,0	27,5	31,5

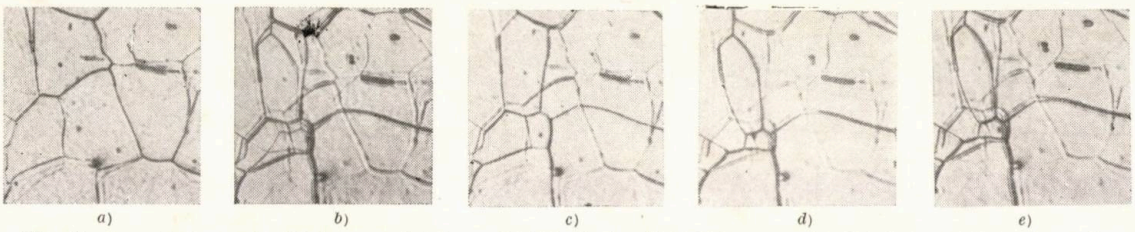
Obs.: N3, N4 și N5, conform tabelei 1.

Determinarea caracteristicilor mecanice pe epruvete extrase din platbande cu grosimea de 12 mm a arătat că introducerea în oţelurile cu conferă acestora următoarele proprietăţi în stare laminată (fig. 11 şi 12): $R_c = 43 - 50$ kgf/mm²; $A_5 = 25 - 30\%$; $KCU_{20°} =$



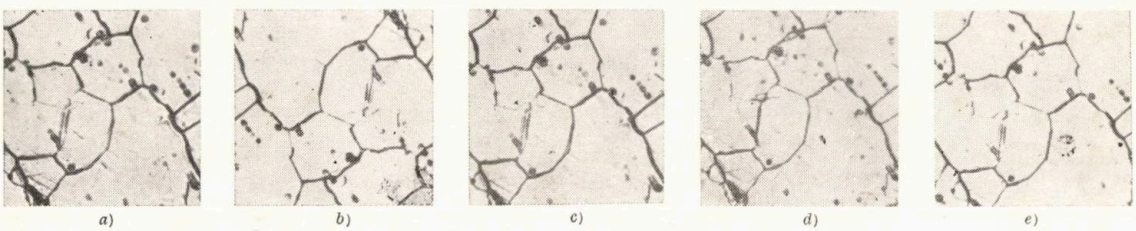
a) *b*) *c*) *d*) *e*)

Fig. 5. Granulaţia austenitică a oţelului 0,15% C în urma încălzirii la 1 100°C timp de:
a – 1 h; *b* – 2h; *c* – 3h; *d* – 4h; *e* – 5h×187.



a) *b*) *c*) *d*) *e*)

Fig. 6. Granulaţia austenitică a oţelului cu 0,16% C şi 0,13% V în urma încălzirii la 1 100°C timp de:
a – 1 h; *b* – 2 h; *c* – 3 h; *d* – 4 h; *e* – 5 h×187.



a) *b*) *c*) *d*) *e*)

Fig. 7. Granulaţia austenitică a oţelului cu 0,16% C; 0,019% N şi 0,19% V în urma încălzirii la 1 100°C timp de:
a – 1 h; *b* – 2 h; *c* – 3h; *d* – 4 h; *e* – 5 h×187.

circa 0,15% C a unui adaos de 0,01 — 0,025% N determină o creştere a limitei de curgere în stare laminată cu circa 5 kgf/mm², la o micşorare a alungirii relative cu 2 — 4% şi a rezilienţei, cu de peste două ori (fig. 8). Creşterea limitei de curgere şi micşorarea alungirii relative nu variază liniar cu creşterea conţinutului de azot, pe cînd micşorarea rezilienţei este direct proporţională cu creşterea conţinutului în acest element.

Alierea simultană a acestor oţeluri cu 0,01 — 0,02% N şi 0,08% V a permis o creştere suplimentară a rezilienţei oţelurilor (fig. 9), acestea avînd următoarele proprietăţi în stare laminată: $R_c = 48 - 53{,}3$ kgf/mm²; $A_5 = 21 - 26\%$; $KCU_{20°} = 10 - 14$ kgfm/cm²; $KCU_{-40°} = 7{,}5 - 10{,}5$ kgfm/cm².

Mărirea conţinutului de vanadiu în aceste oţeluri de la 0,08 la circa 0,13% a determinat creşterea limitei de curgere la 51 — 62 kgf/mm² (fig. 10), la o menţinere aproximativ constantă a alungirii şi o micşorare neînsemnată a rezilienţei.

Alierea simultană a oţelurilor carbon cu circa 0,01 — 0,025% N şi 0,025 — 0,04% Nb $= 10 - 20$ kgfm/cm²; $KCU_{-40°} = 5{,}5 - 12{,}5$ kgfm/cm².

Întrucît atît în cazul alierii cu azot şi vanadiu, cît şi în cazul alierii cu azot şi niobiu, o dată

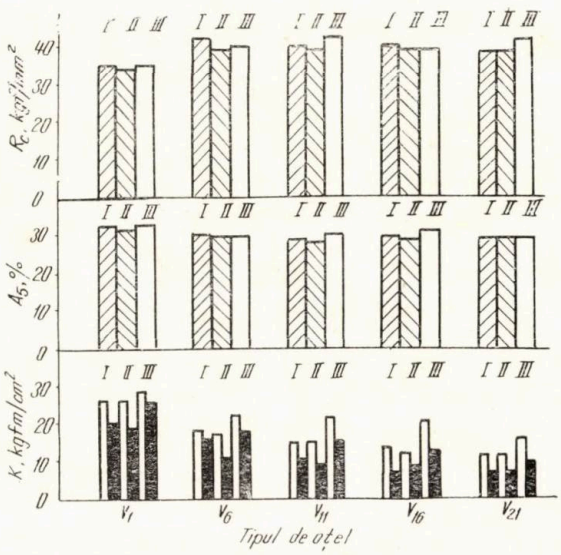


Fig. 8. Variaţia caracteristicilor mecanice ale oţelurilor V1, V6, V11, V16 şi V21 în funcţie de conţinutul de azot şi starea în care se găsesc:
I – stare laminată ($T_{sf.lam.}$ = 875°C); *II* – stare laminată ($T_{sf.lam.}$ = 950°C); *III* – stare normalizată la 920°C; banda albă – rezilienţa la 20°C; – banda neagră – rezilienţa la –40°C.

cu creşterea conţinutului de azot se constată o tendinţă de scădere a rezilienţei, în timp ce un conţinut ridicat în acest element nu determină o creştere suplimentară a limitei de curgere, se recomandă ca în aceste oţeluri conţinutul de azot să nu depăşească 0,02%.

În ceea ce priveşte variaţia valorilor caracteristicilor mecanice în funcţie de temperatura de sfîrşit de laminare, s-a constatat că, în cazul oţelurilor cu 0,15% C aliate simultan cu conţinuturi mici de azot şi niobiu sau de azot şi vanadiu temperatura optimă de sfîrşit de laminare este în jur de 875°C.

Analiza variaţiei proprietăţilor mecanice în funcţie de temperatura de normalizare arată că ansamblul optim al caracteristicilor me-

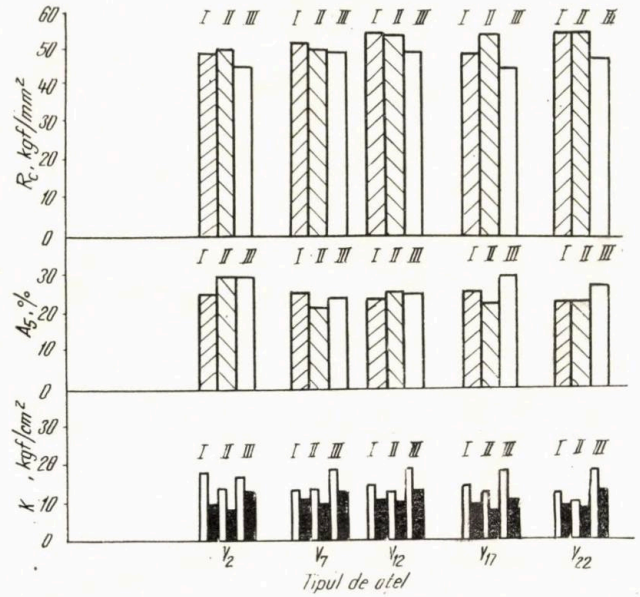


Fig. 9. Variaţia caracteristicilor mecanice ale oţelurilor V2, V7, V12 şi V22 în funcţie de conţinutul de vanadiu şi azot şi de starea în care se găsesc:

I — stare laminată ($T_{sf.lam.}$ = 875°C); *II* — stare laminată ($T_{sf.lam.}$ = 950°C); *III* — stare normalizată la 920°C; banda albă — rezilienţa la 20°C; banda neagră — rezilienţa la −40°C.

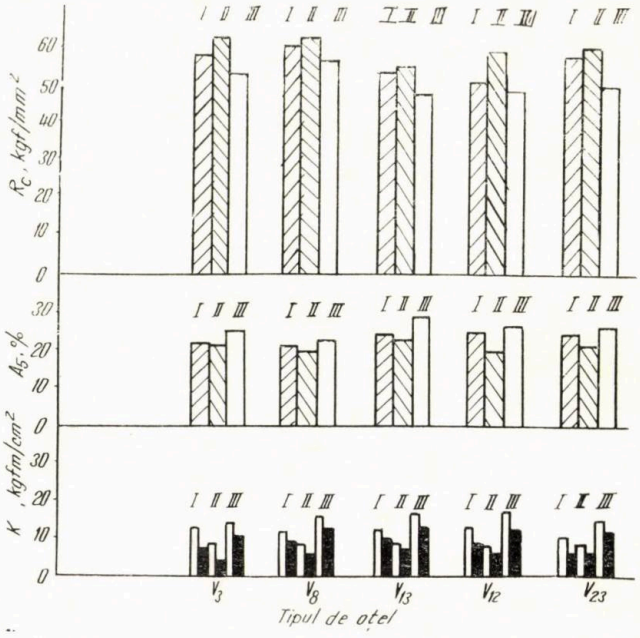


Fig. 10. Variaţia caracteristicilor mecanice ale oţelurilor V3, V8, V13, V18 şi V23 în funcţie de conţinutul de vanadiu şi azot şi de starea în care se găsesc:

I — stare laminată ($T_{sf.lam}$ = 875°C); *II* — stare laminată ($T_{sf.lam}$ = 950°C); *III* — stare normalizată la 920°C; banda albă — rezilienţa la 20°C; banda neagră — rezilienţa la −40°C.

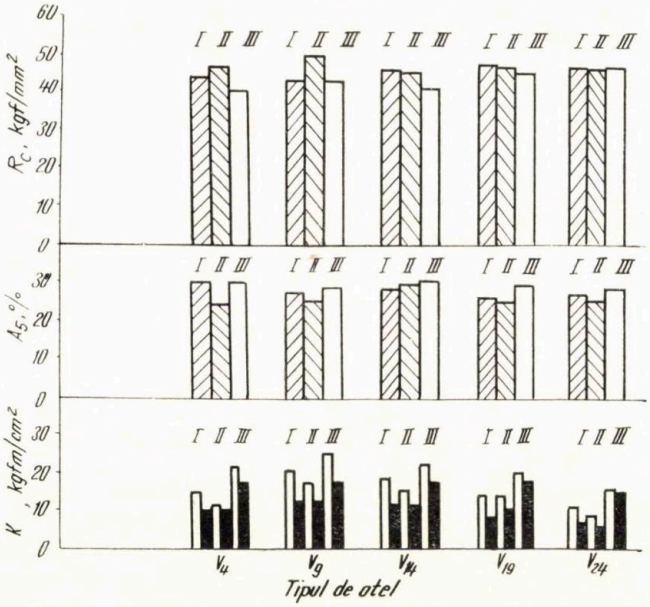


Fig. 11. Variaţia caracteristicilor mecanice ale oţelurilor V4, V9, V14, V19, V24, în funcţie de conţinutul de niobiu şi azot şi de starea în care se găsesc:

I — stare laminată ($T_{sf.lam.}$ = 875°C); *II* — stare laminată ($T_{sf.lam.}$ = 950°C); *III* — stare normalizată la 920°C; banda albă — rezilienţa la 20°C; banda neagră — rezilienţa la −40°C.

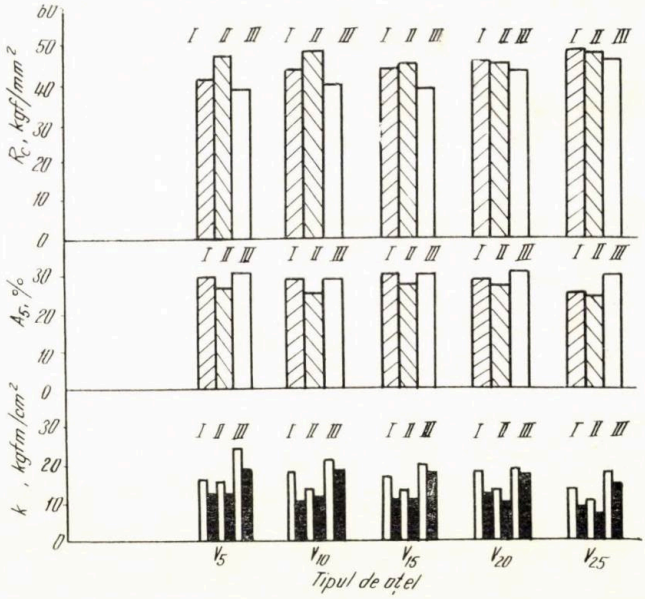


Fig. 12. Variaţia caracteristicilor mecanice ale oţelurilor V5, V10, V15, V20 şi V25 în funcţie de conţinutul de niobiu şi azot şi de starea în care se găsesc:

I — stare laminată ($T_{sf.lam}$ = 875°C); *II* — stare laminată ($T_{sf.lam}$ = 950°C); *III* — stare normalizată la 920°C; banda albă — rezilienţa la 20°C; banda neagră — rezilienţa la −40°C.

canice ale acestor oţeluri s-a obţinut în cazul efectuării normalizării la temperatura de 920°C. Aplicarea tratamentului de normalizare la 920°C are următoarele efecte în comparaţie cu starea laminată :

— În cazul oţelurilor aliate numai cu azot acţionează pozitiv asupra rezilienţei, îndeosebi în cazul determinării acesteia la —40°C, şi are o influenţă slab pozitivă asupra limitei de curgere şi a alungirii (fig. 8) ; aceste oţeluri au în stare normalizată R_c = 39 — 42 kgf/mm² ; A_5 = 29 — 31% ; KCU_{20° = 16 — 23,5 kgfm/cm² şi KCU_{-40° = 9,5 — 18 kgfm/cm².

— În cazul oţelurilor aliate simultan cu azot şi vanadiu (fig. 9 şi 10) determină o micşorare a limitei de curgere cu 5 — 10 kgf/mm², o creştere a alungirii cu 3—8% şi a rezilienţei în medie cu 4 kgfm/cm², stabilind următoarele limite ale caracteristicilor mecanice : R_c = 44 — 50 kgf/mm² ; A_5 = 22 — 29% ; KCU_{20° = 15 — 19 kgfm/cm² ; KCU_{-40° = 10 — 13,5 kgfm/cm².

— În cazul oţelurilor aliate simultan cu azot şi niobiu (fig. 11 şi 12) normalizarea provoacă o micşorare a limitei de curgere cu 3—8 kgf/mm², o creştere a alungirii relative cu 2—5% şi a rezilienţei cu pînă la 9 kgfm/cm², valorile caracteristicilor mecanice variind între următoarele limite : R_c = 40 — 47 kgf/mm² ; A_5 = 28 — 31% ; KCU_{20° = 16 — 25 kgfm/cm² ; KCU_{-40° = 15 — — 19 kgfm/cm².

Temperatura de tranziţie de la rupere tenace la rupere fragilă a fost determinată prin încercări de rezilienţă la 20,0, — 20, — 40, — 70 şi — — 120°C. Din examinarea valorilor prezentate în tabela 3 se constată că oţelurile cu circa 0,15%C şi adaosuri mici de azot, vanadiu sau niobiu au în stare normalizată temperatura de tranziţie sensibil mai joasă decît în stare laminată, cu temperatura de sfîrşit de laminare de 875°C, iar aceasta are la rîndul său valori mai coborîte decît în cazul cînd temperatura de sfîrşit de laminare a fost de 950°C. Faţă de oţelul de referinţă cu 0,15 %C, introducerea unui conţinut de 0,01—0,02 % N determină o creştere a temperaturii de tranziţie în stare normalizată cu 15—20°C. O creştere şi mai însemnată a acestei temperaturi se constantă în cazul alierii simultane cu azot şi niobiu (10—35°C) sau, respectiv, cu azot şi vanadiu (50—70°C). Cu toate că alierea cu azot şi vanadiu sau cu azot şi niobiu determină o creştere sensibilă a temperaturii de tranziţie, totuşi aceste oţeluri au pentru această temperatură valori încă suficient de coborîte pentru a fi apte de întrebuinţare în cele mai dificile condiţii de lucru din acest punct de vedere.

Susceptibilitatea la îmbătrînire a fost determinată prin compararea valorilor rezilienţei determinate la —40°C pe probe cu sau fără îmbătrînire mecanică. Valorile rezilienţei determinate la — 40°C pe probe cu îmbătrînire mecanică (K_1) sau fără îmbătrînire mecanică (K_0), precum şi ale criteriului „C" de susceptibilitate la îmbătrînire,

Tabela 3

Tipul de oţel	Temperatura de tranziţie, °C, în stare :		
	Laminată cu temperatura de sfîrşit de laminare de :		Normalizată la :
	950°C	875°C	920°C
0,15% C	—85	—95	—135
C + V	— 5	—35	— 30
C + Nb	—15	—45	—105
C + N2	—30	—75	—120
C + N2 + V	—10	—30	— 80
C + N2 + *v*	—25	—30	— 65
C + N2 + Nb	—40	—55	—125
C + N3	—	—	—110
C + N3 + *v*	—25	—55	— 85
C + N3 + V	—20	—65	— 75
C + N3 + Nb	—55	—60	—100

Obs. : N2, N3, N4, *v* şi V, conform tabelei 1.

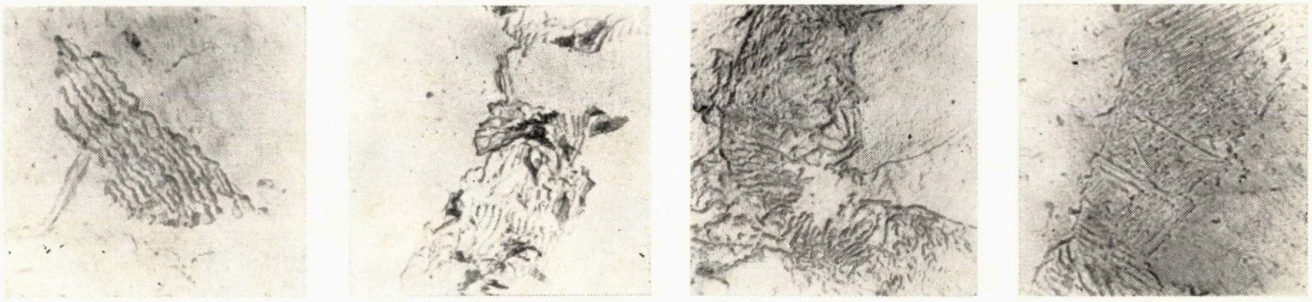
prezentate în tabela 4, arată că oţelurile aliate simultan cu azot şi niobiu şi îndeosebi cele aliate cu azot şi vanadiu au, indiferent de faptul că sînt în stare laminată sau în stare normalizată, o susceptibilitate la îmbătrînire considerabil mai mică decît oţelurile aliate numai cu azot sau, respectiv, numai cu vanadiu sau cu niobiu, şi în acelaşi timp chiar mai mică decît a oţelului de referinţă cu circa 0,15% C.

Tabela 4

Tipul de oţel	Stare laminată						Stare normalizată la 920°C		
	$T_{sf.\ lam.}$ = 875°C			$T_{sf.\ lam.}$ = 950°C					
	K_0	K_1	C	K_0	K_1	C	K_0	K_1	C
C + N3 + V	9,8	6,5	33,3	9,4	6,7	28,4	13,2	11,8	10,4
C + N2 + V	10,3	6,8	34,0	8,8	5,1	42,0	12,7	6,8	46,8
C + N 2 + Nb	12,2	6,6	46,0	11,4	6,0	47,5	17,5	9,3	46,8
C + N 3 + Nb	11,0	8,9	19,3	10,9	5,6	48,2	18,0	8,8	51,0
C + Nb	10,2	5,1	50,0	10,6	3,5	67,0	17,6	8,0	54,5
0,15% C	19,3	8,0	58,5	18,0	6,6	63,4	25,3	11,2	55,7
C + N2	16,1	7,3	54,4	9,1	1,5	83,5	18,0	7,7	57,2
C + V	9,6	2,0	79,0	6,1	1,6	73,8	12,6	2,1	83,3

Cercetările de microscopie electronică privind microstructura acestor oțeluri a permis constatarea că adaosurile simultane de azot și vanadiu sau, respectiv, de azot și niobiu, paralel cu finisarea granulației feritice, au o acțiune favorabilă și asupra lungimii lamelelor de perlită și a distanței interlamelare, acestea fiind mai mici decît în oțelul carbon de referință sau decît în oțelul aliat numai cu azot (fig. 13), fapt care determină o creștere suplimentară a caracteristicilor de rezistență a oțelurilor aliate simultan cu azot și vanadiu și, respectiv, cu azot și niobiu. De altfel, corelarea datelor privind variația elementelor de microstructură și a caracteristicilor mecanice permite emiterea ipotezei că mărirea limitei de curgere în urma introducerii în oțelurile carbon a unor adaosuri de azot și vanadiu sau, respectiv, de niobiu, nu este determinată exclusiv de către finisarea grăuntelui feritic, ci și prin durificarea feritei în urma precipitării în interiorul grăunților de ferită a unor nitruri fine de vanadiu sau, respectiv, de niobiu.

În concluzie la cele expuse se poate afirma că rezultatele obținute în cadrul cercetărilor întreprinse au permis explicarea influenței favorabile a alierii cu adaosuri mici de azot, azot și vanadiu și azot și niobiu asupra îmbunătățirii proprietăților de rezistență, precum și estimarea limitelor de compoziție chimică și stabilirea unor parametri tehnologici (regimul termic de laminare, temperatura de normalizare etc.) pentru preîntîmpinarea manifestării unei influențe negative a acestor adaosuri asupra proprietăților de plasticitate și tenacitate, temperaturii de tranziție de la ruperea tenace la ruperea fragilă și a susceptibilității la îmbătrînire.



a) b) c) d)

Fig. 13. Structura în stare normalizată la 920°C (×5000) a probelor din oțelurile:
a – 0,15% C; *b* – 0,15% C + 0,02%N; *c* – 0,16% C + 0,015% N + 0,17% V; *d* – 0,16% C + 0,21% N + 0,034 %Nb.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hauttman H. Stahlbau, nr. 12, 1939, p. 13–18.
[2] Kornfeld H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 25, 1954, p. 61–70.
[3] Wiester M. J., Bading W., Riedel H. și Scholz W. Stahl und Eisen, 77, nr. 12, 1957, p. 773–784.
[4] Werthebach P. și Hoff H. Stahl und Eisen, 78, nr. 11, 1958, p. 736–743.
[5] Wiester M. J., Vogels H. A. și Ulmer H. Stahl und Eisen, 79, nr. 16, 1959, p. 1120–1129.
[6] Melloy G. F., Dehnison J. D. și Fischer B. J. *Vanadium Nitrogen Steel* (patent S.U.A., nr. 3173782, Bethlehem Steel Corp., 13.VI.1962).
[7] Ogram G. R. Journal Iron and Steel Inst. 38, nr. 8, 1965, p. 356–362.
[8] Duckworth W. E., Phillips R. și Chapman J. A. Iron and Steel, 39, 1966, p. 131–132.
[9] Brozzo P., Berrutti V., Di Bartolo S. și Michelucci S. Revue de Metallurgie, 61, nr. 5, 1964, p. 475–491.
[10] Litvinenco D. A. și Rudcenco A. V. Stal, nr. 8, 1968, p. 548–551.
[11] Economopoulos M. și Graday T. CNRM, nr. 1, 1964, p. 45–64.
[12] Morrison W. N. Journal Iron and Steel Institute, 37, nr. 9, 1964, p. 390–395.

Dilatometria — o metodă rapidă pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali

Conf. dr. ing. M. TRUŞCULESCU
Institutul politehnic — Timişoara

CZ 536.413 : 620.186

LA DILATOMÉTRIE, UNE MÉTHODE RAPIDE POUR LA DÉTERMINATION QUANTITATIVE DES MÉTALLOGRAPHIQUES CONSTITUANTS

En utilisant des éprouvettes dilatométriques d'aciers alliés à 9% de Ni et à 4% de Co on détermine la quantité des mètallographjques constituants resultés de la décomposition de l'austénite lors du refroidissement continu. La détermination quantitative des constituants se fait à l'aide des méthodes statistiques — métallographiques, dilatométriques et roentgenographiques.

Les recherches mettent en évidence la haute précision des déterminations roentgenographiques, la rapidité et l'éfficacité économique des méthodes dilatométriques.

La détermination quantitative de ces constituants avec la méthode dilatométrique peut être exécutée en moins d'une minute, pour une éprouvette.

La réproductibilité de la détermination des constituants est bonne et l'erreur est comprise entre 2 et 5%, fait qui plaide pour l'application de la méthode dilatométrique dans les essais à caractère industriel.

DILATOMETRY — A QUICK METHOD FOR QUANTITATIVE ESTIMATION OF STRUCTURAL COMPONENTS

Amount of structural components resulting from austenitic decomposition during continuous cooling was estimated utilizing 9%Ni — 4%Co alloy steel dilatometric samples. Quantitative estimation of structural constituents was performed by means of following methods: metallographic statistics, dilatometry and roentgenography.

Investigations emphasize high accuracy of roentgenographic estimations, rapidity and economic efficiency of dilatometric methods.

Quantitative estimation of structural constituents in a sample by the dilatometric method is performable in less than one minute.

Estimation of structural constituents has a good reproductibility, errors ranging between 2 and 5%, a fact pleading for utilization of dilatometric methods in industrial investigations.

În industria constructoare de maşini se foloseşte o gamă variată de oţeluri în majoritatea cazurilor tratate termic. În această situaţie una din problemele importante este predeterminarea, la piese cu dimensiuni cunoscute, a tipurilor de microstructuri care se pot obţine în urma aplicării unor tratamente termice. Soluţionarea acestei probleme se poate face cu ajutorul diagramelor la răcire izotermă (TTT) sau la răcire continuă (CCT). Folosirea diagramelor la răcire continuă are mai mare extindere în practica industrială; există tendinţa de a se construi pentru fiecare marcă de oţel asemenea diagrame. Construirea diagramelor CCT se face cu precădere prin metoda dilatometrică, asociată cu cercetarea metalografică optică sau electronică.

Aceste diagrame dau indicaţii asupra naturii constituenţilor structurali şi asupra domeniului temperaturilor de transformare, indicaţii foarte utile dar insuficiente, deoarece proprietăţile mecanice ale aliajelor depind nu numai de natura, ci şi de cantitatea constituenţilor structurali. Interesul pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali rezultaţi din descompunerea austenitei este evident.

Pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali există un număr mare de metode: statistice — metalografice, dilatometrice, roentgenografice. Dintre toate acestea, metoda dilatometrică este cea mai rapidă şi permite obţinerea rezultatelor cu precizie destul de ridicată.

Metode folosite pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structuralii

Metode statistice — metalografice. Aceste metode sînt cunoscute şi aplicate de multă vreme; ele sînt laborioase, necesită rutină din partea observatorilor şi dau erori mari (5—20%) [1], [2]. În ultima vreme, pentru a se uşura munca şi pentru a se mări gradul de precizie al metodelor statistice — metalografice în determinarea cantitativă a constituenţilor, s-a recurs la procedee complet automatizate:

— Se identifică constituenţii cu ajutorul unei celule fotoelectrice, folosind diferenţa de comportament al acestora la atacul metalografic. Procedeul pretinde însă ca atacul să producă numai zone alb-negru, neadmiţîndu-se nuanţe cenuşii. Se ştie că un asemenea atac nu poate fi realizat în toate cazurile, deoarece structura este formată dintr-o mare varietate de constituenţi [3].

— Se cercetează eşantionul la microscop, imaginile fiind preluate de o cameră şi transmise pe un ecran de televiziune. Un al doilea ecran va prezenta negativul imaginii, putînd fi reglat astfel încît să apară în alb constituentul cercetat. Determinarea mărimii suprafeţei albe şi proporţia ei în imagine este făcută automat, de un circuit logic. Folosirea acestei metode necesită însă un excelent atac al eşantionului şi o mare abilitate a observatorului [3].

Cele două metode complet automatizate sînt rapide, precise, însă aparatajul folosit fiind scump, nu pot fi extinse prea mult.

Metode dilatometrice. Metodele dilatometrice de determinare cantitativă a constituenţilor structurali se bazează pe modificarea dilataţiei probei, în cazul existenţei transformării de fază, şi pe faptul că mărimea dilataţiei (creşterea sau micşorarea volumului) este proporţională cu cantitatea fazei noi apărute.

În literatură se cunosc două metode dilatometrice pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali :

Metoda dilatometrică Kunitake [4]. Pe curba dilatometrică (fig. 1) s-a reprezentat prin segmentele :

— *ac* — cantitatea totală de austenită formată (segmentul se obţine prin intersecţia verticalei cu ramurile curbei dilatometrice la încălzirea şi prelungirea curbei de răcire *ae*) ;

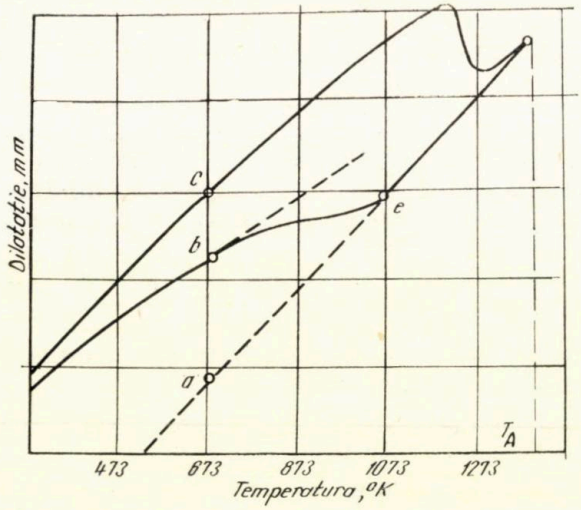


Fig. 1. Determinarea cantitativă a constituenţilor structurali, după metoda Kunitake.

— *ab* —cantitatea de austenită transformată ;

— *bc* — cantitatea noului constituent apărut prin descompunerea austenitei răcite.

Volumul procentual al acestui constituent se va calcula cu relaţia :

$$V,\% = \frac{ab}{ac} 100. \qquad (1)$$

Metoda dilatometrică Constant [5], [6]. În principiu această metodă se aseamănă cu metoda Kunitake. Se consideră, ca bază, cantitatea de austenită transformată în urma răcirii (fig. 2), trasîndu-se prelungirea curbei de răcire prin

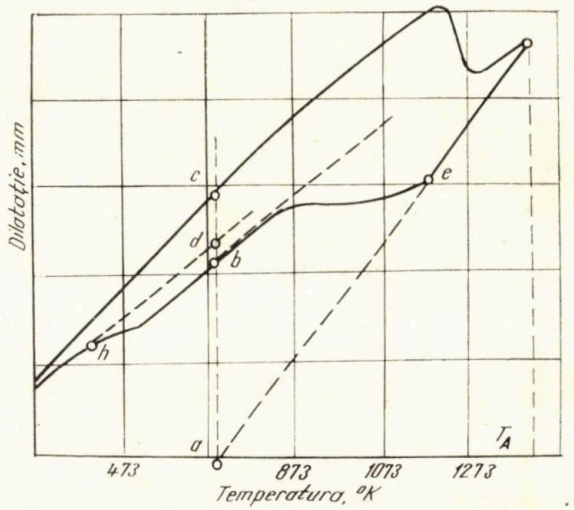


Fig. 2. Determinarea cantitativă a constituenţilor structurali, după metoda Constant.

punctul *h*. Pe curba dilatometrică (fig. 2) s-a reprezentat prin segmentele :

— *ad* — cantitatea totală de austenită formată ;

— *ab* — cantitatea constituentului rezultat din descompunerea austenitei ;

— *bd* — cantitatea de austenită netransformată.

Curba de dilataţie a epruvetei în stare austenitică este reprezentată prin dreapta *ea*.

Volumul procentual al constituentului rezultat din descompunerea austenitei la răcire se calculează cu relaţia :

$$V,\% = \frac{ab}{ad} 100. \qquad (2)$$

Metodele dilatometrice pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali prezintă mare interes deoarece sînt rapide, economice şi precise ; procentajul unui constituent poate fi determinat în mai puţin de un minut, nu se utilizează încercări suplimentare nici epruvete speciale, ci se folosesc cele de la construirea diagramelor CCT a oţelului cercetat. Reproductibilitatea încercărilor este bună, prezintă însă un inconvenient legat de dificultatea reperării exacte a punctelor de transformare, fapt care face ca erorile în determinările cantitative să fie de 2—5% (chiar în cazul măsurărilor făcute de mai mulţi observatori).

Pe baza rezultatelor prezentate, în lucrarea [3] se apreciază că metoda dilatometrică Kunitake are precizie mai mare decît metoda Constant.

Metoda roentgenografică. Metoda de analiză cantitativă cu raze X se bazează pe principiul că intensitatea radiației difractate este proporțională cu volumul fracțiunii fazei care o provoacă [7], [8]. Între intensitatea radiației difractate și volumul cantității fazei cercetate există următoarea legătură :

$$I = K \cdot R \cdot V \cdot A(\theta), \qquad (3)$$

în care : I este intensitatea radiației difractate ; $A = f(\theta)$ factorul de absorbție al probei ; θ — unghiul lui Bragg ; V — volumul fazei cercetate ; R — factorul comp'ex ce ține seamă de volumul celulei cristaline elementare, de structură, de temperatură, de polarizare etc.

Metoda este precisă, laborioasă și se impune din ce în ce mai mult în cercetarea structurii metalelor și aliajelor. Prin această metodă se pot pune în evidență și conținuturi sub 2% a constituenților structurali [9].

Rezultate experimentale

Determinarea cantitativă a constituenților structurali s-a făcut la oțeluri aliate cu nichel și nichel-cobalt, care au fost supuse unui studiu complex spre a ilustra buna lor comportare la temperaturi foarte joase (— 200°C) [1].

Compoziția chimică a oțelurilor cercetate a fost :

Marca	C, %	Mn, %	Si, %	S, %	P, %	Ni, %	Co, %
0.8	0,315	0,14(	0,20	0,006	0,01	9,12	—
0.9.4	0,325	0,13(	0,15	0,005	0,09	9,05	4,07

După analiza dilatometrică efectuată cu ajutorul unui dilatometru izoterm tip ADAMEL, probele au fost înglobate într-o masă plastică și pregătite metalografic pentru a permite studiul lor la microscopul optic și electronic. La microscopul electronic s-a folosit replica în formvar, umbrită cu germaniu.

Determinări cantitative cu ajutorul metodei statistice-metalografice. Pentru toate probele dilatometrice s-au făcut microfotografii electronice din care se prezintă doar două (fig. 3 și 4).

Folosind analiza statică liniară, se determină de pe microfotografii volumul procentual y al constituentului, cu relația :

$$V_y, \% = \frac{l_1}{L} 100, \qquad (4)$$

în care : L este lungimea totală a liniilor trasate pe microfotografie ; l_1 — lungimea din linia L ocupată de constituentul cercetat (y).

Rezultatele măsurărilor sînt trecute în tabela 1.

Determinări cantitative cu ajutorul curbelor dilatometrice. Pentru oțelurile cercetate s-au construit diagramele CCT ; curbele dilatometrice ridicate pentru acestea au fost folosite și pentru a stabili cantitatea procentuală a constituenților structurali.

Fig. 3. Oțel 0.9 — Structura probei răcite cu 2,4°K/min. Metalografie electronică, × 3 000. Replică : formvar ; umbrire : germaniu.

Pentru determinarea procentuală a constituenților s-a folosit metoda Kunitake.

Curbele dilatometrice folosite pentru calculul procentual al constituenților prezintă alurile din

Fig. 4. Oțel 0.9.4 — Structura probei răcite cu 86,6°K/min. Metalografie electronică, × 3 000. Replică : formvar ; umbrire : germaniu.

figurile 5 și 6. (S-au reprodus numai curbele dilatometrice ale probelor la care s-au prezentat și microfotografiile.)

Probele dilatometrice încălzite cu aceeași viteză (105°K/h), pînă la temperaturi de austenitizare specifice oțelului cercetat, au fost răcite

Oţel 0.9 — *Tabela 1*

Viteza de răcire, °K/min	2,4		16		80,9		400		1 128	
Constituenţi	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B + M	A_{rez}	M	A_{rez}	M	A_{rez}
Conţinut, %	89,8	10,2	88	12	89	11	91	9	93,5	6,5

Oţel 0.9.4

Viteza de răcire, °K/min	2,29		86,6		169		454		1 315		2 045	
Constituenţi	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B+M	A_{rez}	B + M	A_{rez}	M	A_{rez}
Conţinut, %	96,2	3,8	95	5,00	95	5,00	95,5	4,5	96	4	95,3	4,7

Obs.: B — bainită; M — martensită; A_{rez} — austenită reziduală.

cu viteze diferite, favorizînd descompunerea austenitei în diverse produse. Curba dilatometrică din figura 5 este trasată pentru oţelul 0.9, iar cea din figura 6, pentru oţelul 0. 9. 4 ; în ambele cazuri austenita se descompune în bainită.

tratîndu-se termic, după regimurile indicate în tabela 3.

Alegerea regimurilor de încălzire — răcire s-a făcut după diagramele CCT ale mărcilor de oţel cercetate [10].

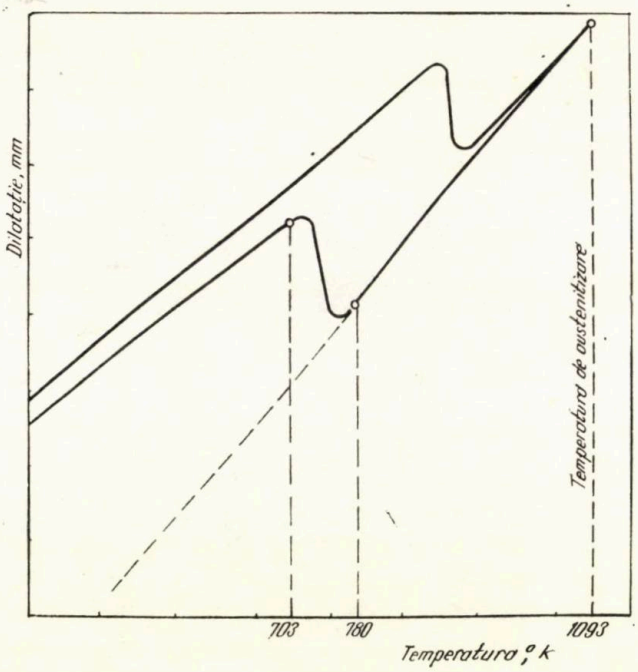


Fig. 5. Oţel 0.9 — Curba dilatometrică a probei răcite cu 2,4°K/min.

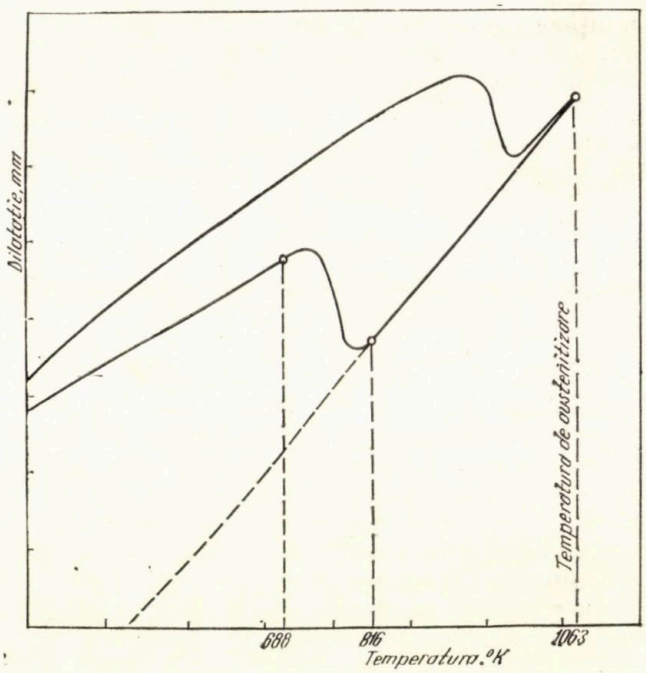


Fig. 6. Oţel 0.9.4 — Curba dilatometrică a probei răcite cu 86,6°K/min.

Cantitatea procentuală a constituenţilor structurali, determinată cu ajutorul curbelor dilatometrice, pentru răcirea cu diferite viteze a celor două mărci de oţeluri, este arătată în tabela 2.

Determinări cantitative cu ajutorul metodei roentgenografice. Din cele două mărci de oţeluri s-au pregătit eşantioane de 16 × 16 × 5 mm

Una din suprafeţele eşantioanelor s-a pregătit pentru cercetarea metalografică (inclusiv lustruire cu alumină) şi s-a atacat uşor (nital 1%). Eşantioanele au fost supuse iradierii cu raze X şi s-au înregistrat radiaţiile difractate de planele cristalografice (311)γ; (220)γ; (211)α în funcţie de unghiul de difracţie θ.

Tabela 2

Oţel 0.9

Viteza de răcire, °K/min	2,4		9,94		16		80,9		163, 8		400		1 128	
Cantitatea de constituenţi structurali, %	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B + M	A_{rez}	M	A_{rez}	M	A_{rez}	M	A_{rez}
	91,8	8,20	88,7	11,3	89	11	89	11	89,5	10,5	92	8	93,7	6,3

Oţel 0.9.4

Viteza de răcire, °K/min	2,29		6,74		86,6		169		454		1515		2 045	
Cantitatea de constituenţi structurali, %	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B	A_{rez}	B + M	A_{rez}	B + M	A_{rez}	M	A_{rez}
	97	3	96,6	3,4	95,8	4,2	95,5	4,5	95	5	97	3	96	4

Obs.: B – bainită; M – martensită; A_{rez} – austenită reziduală.

Tabela 3

Marca	Nr. eşantionului	Temperatura de austenitizare, °K	Timp de menţinere, min	Viteză de răcire, °K/min
0.9	1	1 093	30	2,56
	2			69,3
	3			250
	4			382,8
	5			1 386
0.9.4	6	1 063	15	2,24
	7			7,98
	8			60
	9			625
	10			1 071

Valoarea intensităţilor integrate ale radiaţiilor difractate de austenită reziduală şi austenită descompusă, pentru eşantioanele cercetate, este dată în tabela 4.

Tabela 4

Nr. eşantionului	V_r, °K/min	$I_{(311)\gamma}$	$I_{(220)\gamma}$	$I_{(211)\alpha}$	$\frac{I_{(311)\gamma} + I_{(220)\gamma}}{2}$
1	2,56	0,823	0,904	81,733	0,864
2	69,3	1,81	1,75	80,433	1,780
3	250	2,362	1,778	76,00	2,07
4	382,8	1,810	1,150	78,5	1,48
5	1 386	0,808	0,720	81,8	0,764
6	2,24	1,245	0,917	74,46	1,081
7	7,98	1,57	0,039	75,5	1,305
8	60	1,25	1,002	75	1,126
9	625	2,347	1,102	74,11	1,725
10	1 071	1,70	1,004	76,56	1,352

În ipoteza acceptată unanim [7], [8] că intensitatea integrată este proporţională cu volumul procentual al fazei care difractă radiaţia X şi că suma volumelor fazelor prezente este egală cu 100%, se scriu ecuaţiile (5) folosind datele din tabela 4 :

Pentru oţelul 0.9	Pentru oţelul 0.9.4
$K\alpha + 0{,}01156\ K\gamma = 1{,}22$	$K\alpha + 0{,}0145\ K\gamma = 1{,}343$
$K\alpha + 0{,}022\ K\gamma = 1{,}24$	$K\alpha + 0{,}0172\ K\gamma = 1{,}324$
$K\alpha + 0{,}0272\ K\gamma = 1{,}312$	$K\alpha + 0{,}0150\ K\gamma = 1{,}333$
$K\alpha + 0{,}0189\ K\gamma = 1{,}27$	$K\alpha + 0{,}0233\ K\gamma = 1{,}349$
$K\alpha + 0{,}00931\ K\gamma = 1{,}21$	$K\alpha + 0{,}0177\ K\gamma = 1{,}306$

(5)

Aplicînd metoda celor mai mici pătrate, se determină valoarea medie a coeficienţilor $K\alpha$ şi $K\gamma$ pentru fiecare marcă de oţel (tabela 5).

Tabela 5

Marca oţelului	$K_{\alpha m}$	$K_{\gamma m}$
0.9	1,159	4,903
0.9.4	1,31	1,197

Folosind această valoare medie a coeficienţilor şi intensitatea integrată a fazelor pentru planele cristalografice considerate, se determină cantităţile procentuale de austenită transformată şi de austenită reziduală (tabela 6).

Tabela 6

Marca oţelului	V_r, °K/min	Constituenţi structurali, %	
		Austenită transformată	Austenită reziduală
0.9	2,56	95,77 (B)	4,23
	69,3	91,30 (B)	8,70
	250	89,86 (B + M)	10,14
	382,8	92,75 (M)	7,25
	1 386	96,25 (M)	3,75
0.9.4	2,24	98,71 (B)	1,29
	7,98	98,44 (B)	1,56
	60	98,66 (B)	1,34
	625	97,94 (B + M)	2,06
	1 071	98,39 (B + M)	1,61

Obs.: B – bainită; M – martensită.

Concluzii

Folosind valorile cantitative ale constituenţilor structurali, obţinute prin cele trei metode de studiu, s-a construit diagrama $\% V_{const} = f(V_r)$ (fig. 7). Se observă că în toate cele trei cazuri rezultatele sînt foarte apropiate. Precizia cea mai ridicată o dă metoda roentgenografică.

Socotind că prin metoda roentgenografică se poate determina 100% cantitatea de constituenţi din structură, rezultă că precizia determinărilor prin metoda dilatometrică este de 95—98%, iar prin metoda statistică-metalografică, de 93—97 %.

Rezultatele obţinute cu ajutorul metodei dilatometrice prezintă o eroare mai mică faţă de cele obţinute prin metoda statistică-metalografică.

Valorile obţinute prin cele două metode (dilatometrică şi statistică-metalografică) ar fi identice dacă ciclul dilatometric s-ar închide atunci cînd epruveta a atins temperatura ambiantă. Se constată că există o diferenţă între lungimea finală şi cea iniţială a epruvetei. Această diferenţă este cauzată de austenita nedescompusă după răcirea epruvetei pînă la temperatura ambiantă, de „fluajul" epruvetei în timpul austenitizării şi de diferenţa dintre vitezele de încălzire şi de răcire aplicate epruvetei.

În concluzie, cercetările experimentale efectuate arată că analiza dilatometrică permite obţinerea unor rezultate bune, cu o precizie suficientă pentru aplicaţii industriale. În plus, folosirea curbelor dilatometrice pentru determinări cantitative prezintă rapiditate şi economicitate, deoarece nu se utilizează epruvete şi nu se fac tratamente termice speciale pentru aceste determinări. Se folosesc epruvetele şi tratamentele termice efectuate pentru construirea diagramei la răcire continuă (CCT) a oţelului cercetat.

Determinarea cantitativă a constituenţilor structurali dintr-o probă cu ajutorul metodei dilatometrice se poate face în mai puţin de un minut. Reproductibilitatea determinării este bună şi eroarea este cuprinsă între 2 şi 5%. Pentru toate aceste considerente se recomandă folosirea metodei dilatometrice pentru determinări cantitative ale constituenţilor, în special în încercările cu caracter industrial.

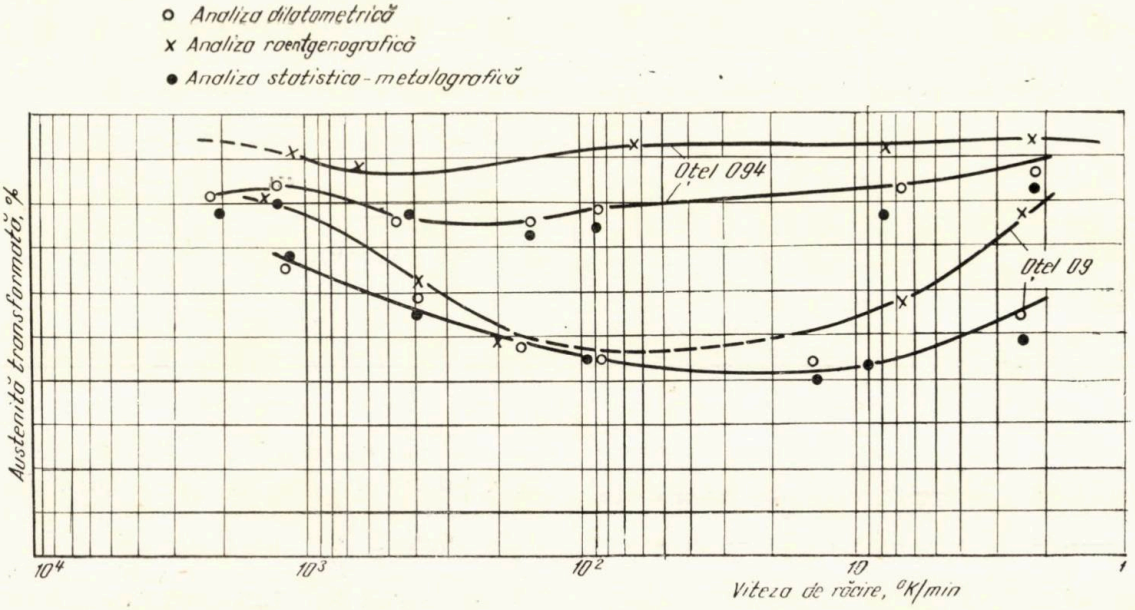


Fig. 7. Variaţia cantităţii de austenită transformată cu viteza de răcire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Truşculescu M. *Studiul comportării oţelurilor aliate cu 9% Ni şi 4% Co, folosite la temperaturi joase.* Teză de doctorat, 1967, p. 76—82.

[2] Schumann H. *Metalurgie fizică.* Ed. III. Bucureşti, Editura tehnică, 1962, p. 55—58.

[3] Lambert N. *Determination quantitative des constituants métallographiques des aciers par dilatométrie.* MP 5/65—AS 9, 1965, Raport intern CNRM, Liège (Belgia).

[4] Kunitake. *Testu to Hagane.* Vol. 49, jan. 1963, nr. 1, p. 37—46.

[5] Constant A. Revue de Métallurgie, 57, nr. 8, 1960, p. 695—713.

[6] Constant A. *Traitement thérmique.* Vol. 5, 1963, p. 19—35.

[7] Averbach B. L. şi Cohen M. *X Ray Determination of Retained.* Austenits by Integrated Intensities. Issued as TP 2342 in Metals Technology, februarie, 1948.

[8] Miller R. J. *A Rapid X Ray Method for the Determination of Retained Austenite.* Transaction of The ASM, Vol. 57, 1964.

[9] Truşculescu M. *Determinarea cu ajutorul razelor X a conţinutului de austenită reziduală în oţelurile aliate cu 9% Ni şi 4% Co folosite la — 200°C.* Cercetări metalurgice ICEM, nr. 8, 1966.

[10] Truşculescu M. *Contribution a l'étude du traitement thérmique et des propriétés mécaniques d'aciers à 9% Ni et 4% Co.* CNRM, oct. 1965, Liège (Belgia).

Posibilităţi de îndepărtare a arsenului din pirite şi cenuşi de pirită indigene

Ing. FL. OPREA, ing. M. IENCIU şi ing. N. PANAIT
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

ZC 622.366.12

LES POSSIBILITÉS D'ÉLIMINATION DE L'ARSENIC DES PYRITES ET DES CENDRES DE PYRITE INDIGÈNES

L'article présente les essais expérimentaux effectués afin de trouver des méthodes d'élimination de l'arsenic et de ses composés des pyrites et des cendres de pyrite indigènes; on étudie en même temps la thermodynamique des réactions qui ont lieu durant le processus d'élimination.

Les expériences ont été conduites dans des conditions différentes : grillage oxydant, grillage réducteur, grillage chlorurant-volatilisant etc., en observant le comportement de l'arsenic et, dans une certaine mesure, des autres éléments. Les recherches expérimentales et l'étude thermodynamique démontrent que l'élimination de l'arsenic a lieu aux hautes températures (700—900°C), quand le grillage est réalisé dans une atmosphère peu oxydante.

Les résultats obtenus sur des épreuves de pyrite sont supérieurs lorsque le grillage a été exécuté dans un milieu réducteur (on obtient un rendement de 99% pour l'élimination de l'arsenic à 900°C) et lorsqu'il s'agit d'un grillage oxydant et que l'air insufflé représente seullement 10% par rapport à celui qui est théoriquement nécessaire.

Quand le grillage a été effectué sur des épreuves de cendres de pyrite, les résultats des recherches de laboratoire montrent que la méthode du grillage chlorurant — volatilisant, en couche fluidisée, est la plus indiquée pour l'obtention d'un rendement maximum de l'élimination de l'arsenic à 900°C.

L'étude thermodynamique et les recherches expérimentales ont prouvé qu'il est possible de fixer l'arsenic dans le matériau si le grillage a lieu dans un excès d'air et ont fait ressortir en même temps les pricipales conditions de l'élimination de l'arsenic, conditions qui se rapportent surtout à la conduite du grillage et de l'atmosphère de l'agrégat.

On conclut que, pour l'élimination de l'arsenic, les processus de grillage doivent avoir lieu en atmosphère contrôlée.

POSSIBILITIES OF ARSENIC REMOVING FROM PYRITES AND INDIGENOUS PYRITICAL ASHES

The paper presents investigations performed in view to develop a removing method for arsenic and its components in pyrites and pyritical ashes, alongside with a study regarding thermodynamics of dearseniation reactions.

Experiments followed different lines: oxidizing roasting, reducing roasting, chlorinating-volatilizing roasting, etc., investigating behaviour of arsenic and — to some extent — of other elements. Experiments and thermodynamic study proved that arsenic elimination takes place towards fairly high temperatures (700—900°C) if roasting is performed in mild oxidizing atmosphere.

Better results were obtained on pyrite samples when roasted in reducing atmosphere (99% dearseniating efficiency at 900°C) and in the case of oxidizing roasting with an air blast amounting 10% of the theoretical roasting requirement.

When roasting was performed on pyritical ashes, obtained results emphasized that chlorinating-volatilizing roasting in fluidized bed (on pelletized pyritical ashes) offers a maximum efficiency as regards arsenic elimination at 900°C.

Thermodynamical studies and experiments have demonstrated possibility of arsenic „locking" if roasting is performed in air excess. Arsenic elimination depends upon conditions related mainly to management of roasting process and to furnace atmosphere.

It is considered that for arsenic elimination roasting should be performed under controlled atmosphere.

Dezvoltarea industriei chimico-metalurgice a ţării a avut drept consecinţă creşterea însemnată de concentrate piritoase (cu compoziţie variabilă în ceea ce priveşte metalele neferoase) şi a cantităţilor de cenuşi de pirită existente pe haldă la uzinele de acid sulfuric şi la alte unităţi industriale din ţară; acest fapt a impus efectuarea de cercetări în vederea valorificării complete a piritelor şi a cenuşilor de pirită pentru extragerea metalelor neferoase şi obţinerii unei materii prime optime pentru industria siderurgică.

Compoziţia medie a materiilor prime indigene se prezintă în tabela 1.

Tehnologia metalurgică ce urmează să fie adoptată pe fază industrială trebuie să asi-

Tabela 1

Elemente	Cenuşi	Pirite crude
S, %	1—2,5 (prăjire în pat fluidizat) 2—4,5 (prăjire în cuptoare polietajate)	40—47
Fe, %	54—63	38—45
Pb, %	0,1—0,8	0,1—1,1
Cu, %	0,4—0,7	0,1—0,6
Zn, %	0,3—3	0,2—3,6
As, %	0,10—0,93 (prăjire în pat fluidizat) 0,02—0,1 (prăjire în cuptoare polietajate)	0,13—1,70
Au, g/t	0,8—11	0,6—10
Ag, g/t	10—61	7—60
Metale rare, g/t	230—1 200	230—1 050

gure o valorificare completă a acestor materiale:

— sulful, sub formă de SO_2 pentru acid sulfuric şi parţial sub formă de sulf elementar;

— metalele neferoase, preţioase şi rare, sub forme utilizabile în economie;

— fierul în cenuşi sub formă utilizabilă în siderurgie, respectîndu-se următoarele condiţii: max. 0,02% As; max. 0,05% Cu; max. 0,10% Zn; max. 0,05% Pb.

De remarcat faptul că în prezent din pirite se valorifică numai sulful, care reprezintă circa 33% din valoarea potenţială a concentratelor piritoase indigene, în timp ce metalele neferoase (reprezentînd 33%) şi fierul (reprezentînd circa 33%) nu sînt valorificate. Pe de altă parte, cenuşile obţinute în urma oxidării piritelor, după conţinutul lor în metalele neferoase şi sulf, nu corespund condiţiilor de prelucrare în siderurgie specificate mai înainte.

De aici rezultă necesitatea cercetării şi organizării unei tehnologii industriale optime de prelucrare a piritelor, care să permită extracţia metalelor şi furnizarea unor cenuşi cu un conţinut minim de metale neferoase rare şi nobile, care pot servi drept materie primă pentru topirea în furnal.

Pe plan mondial, se cunosc [1] — [10] puţine procedee de valorificare complexă a concentratelor de pirită (în special procedeele cunoscute sînt specifice materialelor lipsite de arsen şi cu conţinut scăzut de metale neferoase) aplicate pe fază industrială: procedeul Outokumpu (Finlanda), procedeul Montecatini (Italia), procedeul Duisburg Kupfer Hütte (R.F.G.), procedeul Lurgi (R.F.G.) etc.

Concentrate piritice flotate cu granulaţie fină, concrescute, şi cu conţinut ridicat de arsen, asemănătoare cu cele româneşti, nu se cunosc a fi prelucrate pe plan mondial în fază industrială.

Condiţii experimentale

Încercările experimentale s-au efectuat pe două sorturi de materiale diferite:

A. Pirită — (As $\simeq$ 0,28 — 0,43%);

B. Cenuşi pirită — (As $\simeq$ 0,12%).

Materia primă (pirite sau cenuşi de pirită) a fost supusă procesului de prăjire în diferite condiţii: prăjire oxidantă în strat fluidizat, prăjire oxidantă în cuptor static, prăjire reducătoare în cuptor static, prăjire clorurant-volatilizantă în cuptor static, prăjire clorurant-volatilizantă în cuptor rotativ (materialul fiind peletizat în prealabil) şi prăjire clorurant-volatilizantă în strat fluidizat (material peletizat).

Prăjirea oxidantă în strat fluidizat. Compoziţia piritei supusă experienţelor a fost următoarea: 44,14% S; 1,06% Cu; 0,4% Pb; 1,8% Zn; 38% Fe; 8% SiO_2; 2% CaO; 0,28 + + 0,03% As; 4% Al_2O_3; 0,32% altele.

Aerul teoretic necesar pentru arderea completă a componenţilor piritei s-a calculat conform reacţiilor: $Cu + 1/2\ O_2 \rightarrow CuO + 37{,}1$ kcal/mol; $Fe + 3/4\ O_2 \rightarrow 1/2\ Fe_2O_3 + 196{,}3$ kcal/mol; $As + 5/4\ O_2 \rightarrow 1/2\ As_2O_5 + 218{,}5$ kcal/mol; $Pb + 1/2\ O_2 \rightarrow PbO + 52{,}4$kcal/mol; $Zn + 1/2\ O_2 \rightarrow ZnO + 83{,}2$ kcal/mol; $S + O_2 \rightarrow SO_2 + 70{,}95$ kcal/mol.

Pe baza relaţiilor stoechiometrice rezultă:

$$O_T = O_{SO_2} + O_{Fe_2O_3} + O_{CuO} + O_{ZnO} + O_{PbO} + O_{As_2O_5} = 44{,}14 + 16{,}3 + 0{,}268 + 0{,}44 + 0{,}0308 + 0{,}23 = 62 \text{ kg}.$$

Sulful labil ($FeS_2 \rightarrow FeS + S$) a fost în cantitate de:

$$S_{FeS_2} = \frac{38{,}0 \times 64}{55{,}85} = 43{,}6 \text{ kg},$$

unde:

$$FeS_2 = 38 + 43{,}6 = 81{,}6 \text{ kg}.$$

Sulful labil reprezintă deci:

$$32 \times \frac{81{,}6}{119{,}85} = 21{,}9\%$$ (21,9 părţi S_{labil} la 100 părţi pirită).

Pentru oxidarea acestui S este nevoie de o cantitate de oxigen de 21,9 kg O_2, care reprezintă 36,2% din oxigenul necesar arderii complete.

Prin urmare, aerul teoretic necesar pentru ardere va fi:

$$\frac{62 \times 100}{23 \times 1{,}293} = 208 \text{ Nm}^3 \text{ aer/100 kg pirită sau } 208 \text{ l/100 g pirită}.$$

Pentru 40 g pirită rezultă $\frac{208 \times 40}{100} = 83{,}2$ l, din care aerul necesar numai arderii S_{labil} reprezintă $\frac{83{,}2 \times 36{,}2}{100} = 29{,}44$ l/40 g pirită (sau 36,2% din aerul teoretic necesar prăjirii).

Condiţiile de lucru au fost următoarele: proba de pirită a fost introdusă în reactorul cuptorului de prăjire în strat fluidizat care în prealabil a fost încălzit la 500 °C. După introducerea materialului şi amorsarea reacţiilor de oxidare, s-a început alimentarea aerului în reactor (debitul fiind calculat şi reglat pentru fiecare experienţă), oprindu-se în acelaşi timp arderea gazului metan. Debitul de aer suflat a fost măsurat cu un debitmetru de gaz, iar pentru debite mai mici s-au utilizat rotametre. Temperatura a fost măsurată direct în stratul de material, cu ajutorul unui termocuplu Ni-NiCr. Materialul prăjit a fost colectat într-o capsulă de porţelan.

Prăjirea oxidantă în cuptor static (cu bare de silită). Încercările cu aceeaşi pirită au fost efectuate într-un cuptor electric tip Mars, încălzit cu rezistenţă de silită. S-a încălzit cuptorul pînă la temperatura dorită, s-a introdus nacela cu materialul (3,5 g) în tubul de cuarţ şi s-a cronometrat timpul, din momentul introducerii aerului (~ 4 l/min). În timpul prăjirii temperatura a fost menţinută constantă. După efectuarea experienţei s-a scos nacela cu materialul prăjit şi s-a determinat cantitatea de arsen şi de sulf final.

Prăjire reducătoare în cuptor static (cu bare de silită). Pentru aceste experienţe s-a utilizat pirita cu un conţinut de arsen de 0,43%. S-a lucrat în aceleaşi condiţii ca în cazul prăjirii oxidante, dar temperaturile au fost mai ridicate (pînă la 900 °C) şi s-a introdus gaz metan pentru crearea unei atmosfere cu caracter reducător.

Prăjire clorurant-volatilizantă în cuptor static (cuptor cu muflă). Compoziţia cenuşii de pirită utilizate în experienţe a fost: 64,5% Fe; 0,08% Pb; 0,4% Cu; 2,86% S; 2,3% Zn; 6,78% SiO_2; 0,12% As.

Aceste experienţe au fost efectuate pe cenuşi de pirită de la uzina din Năvodari care au avut 0,12% As. Materia primă (în cantitate de 50 g) s-a amestecat cu clorură de sodiu (8—10%), după care s-a introdus într-un cuptor electric cu muflă încălzit în prealabil. Experienţele au fost efectuate într-un interval de temperaturi de 450—700 °C, reglarea temperaturii în cuptor fiind făcută în mod automat. Din materialul prăjit s-au luat probe pentru determinarea arsenului.

Prăjirea clorurant-volatilizantă în cuptor rotativ (material peletizat) s-a efectuat într-un cuptor rotativ pe cenuşi de pirită peletizate.

Înainte de încercări, cenuşile de pirită au fost peletizate, folosindu-se ca liant apa. În cursul peletizării s-a urmărit să se determine următorii factori: umiditatea încărcăturii, granulaţia materialului obţinut, durata procesului de peletizare, viteza de rotaţie a tamburului etc.

Materialul amestecat cu clorura de sodiu, măcinat sub 4 mm şi omogenizat împreună cu liantul într-un vas de porţelan, a fost supus operaţiei de peletizare, într-un peletizor tip taler, care a prezentat următoarele caracteristici: înclinaţia între 45 şi 55°, viteza de rotaţie 25—30 rot/min, diametrul de 400 mm. În urma încercărilor efectuate a rezultat faptul că încărcătura optimă pentru obţinerea peletelor de granulaţie dorită trebuie să conţină 8—10% NaCl şi 25% H_2O.

Cenuşile peletizate de granulaţie dorită au fost introduse într-un cuptor rotativ la 1 100—1 150 °C şi menţinute la această temperatură timp de 1—2 h. Cuptorul a prezentat următoarele caracteristici: $L = 680$ mm; $D_{ext} = 340$ mm şi $n = 6$ rot/min. Temperatura s-a determinat cu un termocuplu Pt—PtRh, în mijlocul stratului de material.

S-a ales granulaţia 3—5 mm, deoarece prăjirea în cuptorul rotativ a peletelor de dimensiuni peste 5 mm a determinat apariţia unei cantităţi mari de material mărunt care poate fi supus antrenărilor mecanice, micşorînd în acest mod cantitatea de pelete prăjite.

Prăjirea clorurant-volatilizantă în strat fluidizat (material peletizat). Ultimele încercări au fost făcute pe cenuşi de pirită peletizate supuse unei prăjiri clorurant-volatilizante în strat fluidizat. Materialul peletizat cu dimensiunile 3—5 mm a fost introdus într-un cuptor de prăjire în strat fluidizat, încălzit la temperatura de lucru. S-a măsurat temperatura din stratul fluidizat (700—1 000 °C) cu un termocuplu NiCo—Ni şi s-a cronometrat timpul de efectuare a experienţei. În final s-au obţinut pelete prăjite în care s-a determinat conţinutul rezidual de arsen.

Rezultatele experimentale şi interpretarea lor

Rezultatele experienţelor pe material A sînt prezentate în tabelele 2, 3 şi 4.

Rezultatele experienţelor pe material B sînt prezentate în tabelele 5, 6 şi 7.

În condiţiile experienţelor din tabela 1, gradul de dezarseniere η_{As} variază între 48,6 şi 91,5% (fig. 1); conform acestor date, gradul maxim de dezarseniere se realizează în condiţiile alimentării numai a oxigenului necesar arderii S_{labil} (40% din aerul teoretic calculat). O dată cu creşterea temperaturii, la aceeaşi durată şi acelaşi exces de aer, η_{As} scade de la 72,2 la 55%, pe cînd η_S creşte de la 95,6 la 97,5 % (tabela 1).

În cazul experienţelor prezentate în tabela 2, gradul de îndepărtare a arsenului (fig. 2) variază în limite destul de restrînse, avînd însă valori mici (42,2—61,5%), în timp ce gradul de desulfurare este ceva mai ridicat (80,5—88,7%).

Tabela 2

Prăjirea oxidantă în strat fluidizat

As în materie primă, %	Parametrii de lucru		Greutatea probei 40 g $S_{în}$ = 44,14%	As în material prăjit, %	S_{final} %	η_{As}	η_S
	Temperatura, °C	Durata, min	Aer sulfat din cel teoretic, %				
0,28±0,03	600±10	20	200	0,13	3,2	72,2	95,6
0,28±0,03	700±10	20	200	0,18	2,9	61,4	96,1
0,28±0,03	800±15	20	200	0,21	2,2	55,0	97,1
0,28±0,03	900±20	20	200	0,18	1,9	61,4	97,5
0,28±0,03	800±15	20	10	0,06	8,3	82,2	88,7
0,28±0,03	800±15	20	40	0,04	6,1	91,5	91,7
0,28±0,03	800±15	20	75	0,12	5,6	74,3	92
0,28±0,03	800±15	20	100	0,17	3,6	63,5	95,2
0,28±0,03	800±15	10	200	0,22	—	52,9	
0,28±0,03	800±15	30	200	0,24	—	48,6	
0,28±0,03	800±15						

Obs.: β = 0,4–0,6; η_{As} = gradul de dezarseniere; η_S – gradul de desulfurare

Tabela 3

Prăjirea oxidantă în cuptor statie (cuptor bare silită)

As în materia primă, %	Parametrii de lucru		Greutatea probei = = 3,5 g	As în material prăjit, %	S_{final}, %	η As	η S
	Temperatura, °C	Durata, min	Debit în aer, l/min				
0,28±0,03	600±5	60	3–5 l/min	0,16	9,6	48,4	80,5
0,28±0,03	700±5	60	~4	0,13	6,8	58,2	81,2
0,28±0,03	800±10	60	~4	0,12	5,6	61,5	88,7
0,28±0,03	800±10	20	~4	0,18	8,8	42,2	82,1
0,28±0,03	800±10	40	~4	0,15	8,6	51,8	82,6

Obs.: β = 0,9.

Tabela 4

Prăjire în mediu reducător statie (cuptor bare silită)

As în materia primă, %	Parametrii de lucru (Greutatea probei = 3,5g) (debit aer 2.3 l/h)		As în material prăjit, %	S_{final} %	η_{AS}	η_S
	Temperatura, °C	Durata, min				
0,43	800	40 (2,4)	0,03	27	95,2	58,1
0,43	800	60 (2,16)	0,01–0,02	21	98,5	70,7
0,43	800	120 (1,53)	urme	10	~99%	90,2
0,43	600	60 (2,42)	0,06	31	90,4	51,5
0,43	700	60 (2,31)	0,02	28	96,8	58,3
0,43	800	60 (2,16)	0,01–0,02	21	98,5	70,7
0,43	900	60 (2,00)	urme	15	~99%	80,6

Obs.: S-a lucrat cu un sort de pirită Leşul Ursului cu conţinut ridicat de As (0,43%).

Tabela 5

Prăjire clorurant-nevolatilizantă în cuptor statie (cuptor cu mufă)

As în materia primă, %	Parametrii de lucru (Greutatea probei = 50 g) (durata = 120 min)		As în material prăjit, %	η_{As}	η_S în G f, g
	Temperatura, °C	Adaos de NaCl, %			
0,12	450–500	8–10	00,6	60	~ 40
0,12	600	8–10	0,05	~66,6	~ 40
0,12	700	8–10	~0,05	~66,6	~ 40

Obs.: Pentru alegerea unor parametri optimi, s-a avut în vedere lucrarea catedrei de Metalurgia metalelor neferoase cu tema „Valorificarea metalelor neferoase din cenuşile de pirită indigene".

Tabela 6

Prăjire clorurant-volatilizantă în cuptor rotativ (pe cenuşi pirită – peletizate)

As în materia primă, %	Parametrii de lucru (greutatea probei = 300g)			As în material prăjit, %	η_{As}	Material mărunt faţă de granule, %	Granulaţie, mm
	Temperatură, °C	Durata, min	Adaos de NaCl, %				
0,12	1 100–1 150	60	10	0,03	87,6	5	+3–4 (70%) +4–5 (30%)
0,12	1 100–1 150	120	10	0,02	91,7	12	+3–5
0,12	1 100–1 150	120	3	0,02	91,7	12	+3–5

Tabela 7

As în materia primă, %	Parametii de lucru		(Greutatea probei = 40 g) NaCl10 %	As în material prăjit, %	η_{As}	Granulaţia, mm	Cantitatea de prăjit, g
	Temperatura °C	Durata, min					
0,12	700±10	20		0,04	94,0	+3—4 (70%) +4—5 (30%)	7,2
0,12	800±20	20		0,03	95,5	+3—5	6,8
0,12	900±30	20		urme <0,01	98,7	+3—5	5,2
0,12	800—850	40		0,02	93,5	+3—5	
0,12	800—850	10		0,05	91,8	+3—5	

Valorile foarte ridicate ale randamentului de eliminare a arsenului se remarcă în cazul prăjirii piritelor în mediu reducător de la

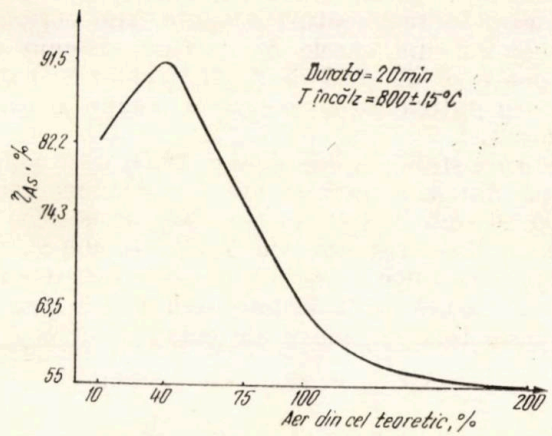


Fig. 1. Variaţia randamentului de dezarseniere în funcţie de excesul de aer (pentru pirită).

90,4% la ~99% (tabela 3 şi fig. 3), însă în aceste condiţii desulfurarea materialului este scăzută în majoritatea experienţelor efectuate.

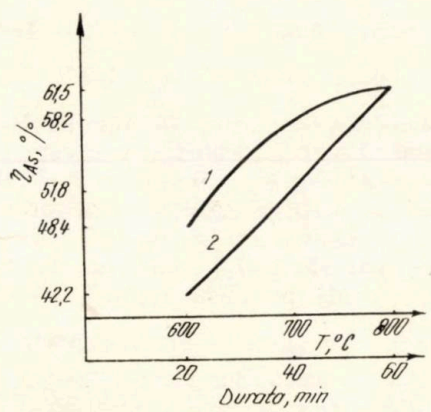


Fig. 2. Variaţia randamentului de dezarseniere în funcţie de temperatură şi de durată (pentru pirită):
$1 - \eta_{As} = f(T)$; $2 - \eta_{As} = f(\text{durată})$.

Gradul de îndepărtare a arsenului este destul de scăzut în condiţiile experienţelor prezentate în tabela 4. Începînd seria de experienţe pe materiale peletizate, dezarsenierea materiei prime avansează. S-au obţinut randamente de eliminare a arsenului cuprinse între 87,6% pînă la 91,7% (tabela 5 şi fig. 4).

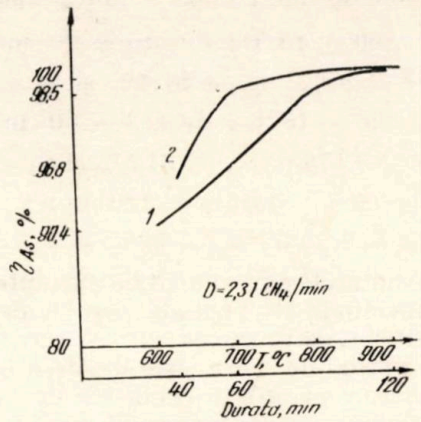


Fig. 3. Variaţia randamentului de dezarseniere în funcţie de temperatură şi de durată (pentru o pirită cu mult arsen):
$1 - \eta_{As} = f(T)$; $2 - \eta_{As} = f(\text{durată})$

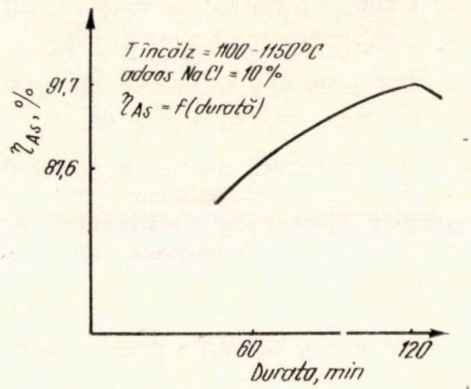


Fig. 4. Variaţia randamentului de dezarseniere în funcţie de durată (cenuşi pirită).

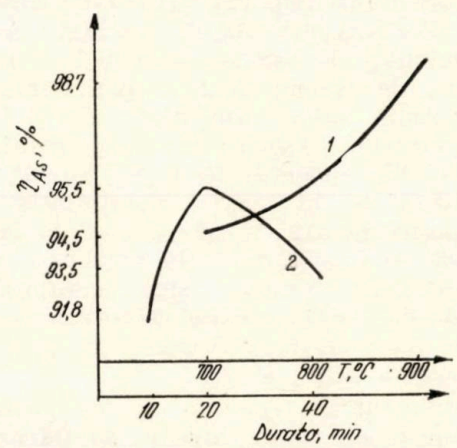


Fig. 5. Variaţia randamentului de dezarseniere în funcţie de temperatură şi de durată (cenuşi pirită):
$1 - \eta_{As} = f(T)$; $2 - \eta_{As} = f(\text{durată})$.

Metoda cea mai indicată în cazul dezarsenierii cenuşilor de pirită corespunde condiţiilor experimentale prezentate în tabela 6. La un

adaos constant de 10% NaCl și la temperaturi diferite are loc o creștere a randamentului de eliminare a arsenului de la 94,0 la 98,7% (fig. 5).

Condițiile optime pe faze se pot grupa astfel:

$T_{încl} = 800 \pm 15$ °C; durata = 20 min;
exces aer = 40%; $\eta_{As} = 91{,}5\%$ și $\eta_S = 91{,}7\%$.

$T_{încl} = 800 \pm 10$ °C; durata = 60 min;
debit aer = 4 l/min; $\eta_{As} = 61{,}5\%$ și $\eta_S = 88{,}7\%$.

$T_{încl} = 800$ °C; durata = 120 min;
debit $CH_4 = 2{,}3$ l/h; $\eta_{As} = 99\%$ și $\eta_S = 90{,}2\%$.

Din rezultatele experimentale obținute rezultă că cea mai indicată metodă pentru dezarsenierea piritelor, din punct de vedere al parametrilor optimi de lucru, este prăjirea în mediu reducător care asigură în condițiile de laborator o dezarseniere foarte avansată.

$T_{încl} = 600 - 700$ °C; durata = 120 min;
8 – 10% NaCl; $\eta_{As} = 66{,}6\%$.

$T_{încl} = 1\,100 - 1\,150$°C; durata = 120 min;
8 – 10% NaCl; $\eta_{As} = 91{,}7\%$.

$T_{încl} = 900 \pm 30$ °C; durata = 20 min;
10% adaos NaCl; $\eta_{As} = 98{,}7\%$.

Rezultatele obținute arată că dezarsenierea cenușilor de pirită se realizează mai bine pe calea prăjirii clorurant-volatilizante în strat fluidizat, a materialului peletizat cu granulație de 3–5 mm.

Termodinamica reacțiilor de dezarseniere a piritelor

Combinațiile principale ale arsenului sub formă de sulfuri [1], [2], [11], [12] corespund următorilor compuși: As_4S_4 – realgar; As_2S_3 – auripigment; FeAsS – mispichel; AsS_2 – bisulfura de arsen; As_2S_5 – pentasulfura de arsen; As_4S_4 sublimează peste 450°C fără să se descompună. Vaporii sînt constituiți, pînă la 600 °C, din molecule de As_4S_4, care la 800 °C sînt disociate în As_2S_3. Combinația As_2S_3 se topește la 310 °C și fierbe la 707 °C, fără să se descompună (în prezența aerului se oxidează). Vaporii sînt compuși din molecule de As_4S_6, a căror structură este analogă cu cea a As_4S_4. Sulfura As_2S_5 prin încălzire trece în As_2S_3 și S_2.

În minereul sau concentratul de pirită prăjită (cenuși de pirită) arsenul se fixează sub formă pentavalentă [1], [2], [11]. Din această cauză, în timpul prăjirilor se realizează fie oxidarea în fază de vapori cu ajutorul oxigenului de aer a As_2O_3 la As_2O_5 (urmată de reacțiile pentaoxidului cu sulfură de fier sau oxizii de fier), fie se presupune reacția eterogenă directă a As_2O_3 cu oxizii de fier și oxigenul gazos, astfel încît arsenul se leagă sub formă de arseniați. Din această cauză este necesar să se arate dacă echilibrul reacției:

$$[As_2O_5]_s \rightleftarrows 1/2\ (As_4O_6)_g + O_2 \qquad (1)$$

este favorabil formării As_2O_5 la temperaturi mai mari de 1 100 °K (827°), sau cu puțin sub această temperatură.

În literatura de specialitate, echilibrul acestei reacții a fost studiat, pe cale experimentală, de mulți cercetători [1], [9], [12].

Pe baza datelor termodinamice corespunzătoare componenților reacției, ecuația pentru calculul constantei de echilibru este de forma:

$$\log K_p = 15{,}273 - 15{,}746 \cdot 10^{+3}\, T^{-1}. \qquad (2)$$

Conform acestei ecuații, temperatura de disociere pentru $(As_2O_5)_s$ la care $\log K_p = 0$, corespunde la aproximativ 1 030 °K. Prin urmare, la temperaturi scăzute, sub acțiunea oxigenului din gazele de prăjire, arsenul nu se poate oxida pînă la $As_2O_{5(s)}$, chiar în cazul în care piritele au un conținut maxim în acest element.

Forma stabilă a anhidridei As_2O_3 este As_4O_6. După datele experimentale, la presiune normală și sub 518 °C nu are loc disocierea; la 850 °C disocierea este de 1,3%, la 900 °C, de 1,5% și la 1 000 °C, de 3%. Datele mai recente din literatură arată următoarele valori pentru funcțiile termodinamice ale compusului As_4O_6:

$$\Delta H_{f\,298} = 284{,}1 \text{ kcal/mol};$$

$$S_o = 107{,}4 \text{ cal/mol °K};$$

$$C_p = 39{,}88 + 6{,}54 \cdot 10^{-3}\, T.$$

Dacă se recalculează ecuația corespunzătoare constantei de echilibru a reacției (1) de disociere a $(As_2O_5)_s$, cu ajutorul acestor date se poate stabili relația de forma:

$$\log K_p = 28{,}37 - 0{,}82 \cdot 10^{-3}\, T - 17{,}80 \cdot 10^{3}\, T^{-1} + \\ + 0{,}81 \cdot 10^{5}\, T^{-2} - 3{,}45 \log T. \qquad (3)$$

Conform acestor date, la temperaturi mai mari decît 1 030°K (765°C), nu este posibilă formarea As_2O_5 ($\log K_p = 0$ pentru $T = 1\,030$°K).

În ceea ce privește căldurile de formare ale arseniaților, acestea nu se cunosc suficient de exact. Pentru $[FeAsO_4]$, căldura de formare se poate calcula pe baza regulei aditivității:

$$Fe^{+3}(aq),\ (\Delta H_{f\,298} = -11{,}4) + AsO_4^{-3}\ (aq):$$
$$(\Delta H_{f\,298} = -298 = [FeAsO_4)_{aq} = \Delta H_{f\,298} - \\ - 219{,}4 \text{ kcal/mol}.$$

Dacă se ține seamă și de căldura soluției: $\Delta H_L - 3$ kcal/mol (analogie cu alți arseniați și fosfați), valoarea căldurii de formare a $FeAsO_4$ devine:

$$[FeAsO_4]_s\ \Delta H_{f\,298} = -222 \text{ kcal/mol}.$$

Studiile experimentale au mai stabilit că, dacă se cunoaşte căldura de formare a unui fosfat, căldura de formare a arseniatului corespunzător se poate determina pe baza relaţiei:

$$\Delta H_{f298\,[XAsO_4]} = 19 + [XPO_4]\,0{,}82\,H_{f\,298},$$

de unde:

$$\Delta H_{f298\,[FePO_4]} = -299{,}6 \text{ kcal/mol};$$

$$\Delta H_{f293\,[FeAsO_4]} = -277 \text{ kcal/mol}.$$

Prin urmare, valoarea medie aproximativă pentru căldura de formare a arseniatului de fier se poate considera:

$$\Delta H_{f298} = -225 \text{ kcal/mol}.$$

Pentru a determina valoarea entropiei se poate aplica regula aditivităţii a lui Kelly [2], conform căreia entropia unui compus chimic solid poate fi evaluată pe baza sumei entropiilor oxizilor solizi (bazici şi acizi) care participă la formarea compusului dat:

$$S_{o\,[FeAsO_4]} = S_{o1/2\,[As_2O_5]} + S_{o1/2\,[Fe_2O_3]} =$$
$$= 1/2(25{,}2 + 21{,}5) = 23{,}4 \text{ cal/mol °K}.$$

Dacă se aplică regula lui Latimer, conform căreia entropia standard a compuşilor anorganici poate fi determinată pe baza ionilor (pozitivi şi negativi) constituenţi, rezultă: $Fe^{+3} = 10{,}4$ e. u. (unităţi de entropie), $AsO_4^{-} = 12$ e. u. (deoarece cationul este trivalent ca şi în cazul PO_4^{-3}). Deci:

$$S_{o\,1/2}[Fe_2O_3] = 10{,}4 + 12 = 22{,}4 \text{ cal/mol °K},$$

de unde ca valoare medie rezultă:

$$S_{o\,[FeAsO_4]} = 23 \text{ cal/mol °K}.$$

Datele funcţiilor termodinamice (calculate de către Rossini şi Kelley) ale componenţilor arseniaţilor de fier [1], [2], [3] se prezintă în tabela 8.

S_2, As şi As_2S_2 se elimină în funcţie de echilibrul reacţiei:

$$S_2 + 2As \rightleftarrows As_2S_2.$$

Această reacţie se poate deplasa spre dreapta, deoarece cantitatea de sulf este mare. Pe de altă parte, în timpul prăjirii, reacţiile principale de oxidare a combinaţiilor arsenului sînt de forma:

$$As_2S_2 + \frac{7}{2}O_2 \rightarrow \frac{1}{2}As_4O_6 + 2SO_2;$$

$$As_2S_3 + \frac{9}{2}O_2 \rightarrow \frac{1}{2}As_4O_6 + 9\,SO_2;$$

$$2FeAsS + 5\,O_2 \rightarrow \frac{1}{2}As_4O_6 + 2SO_2 + Fe_2O_3.$$

Dacă mediul care înconjură granula este inert, sulful labil, arsenul şi sulfura de arsen se elimină din strat prin distilare. O parte din reacţiile chimice pot avea loc cu insuficienţă de aer, întrucît As_2S_2 şi As_2S_3 sînt volatile. Dacă cantitatea de oxigen este puţin mai mare decît cantitatea stoechiometrică echivalentă cu sulful labil, sau întrucîtva mai redusă, oxidarea vaporilor de As_2S_2 şi FeS solid (produsă prin disocierea piritei) devine posibilă, formîndu-se $As_2O_{3(g)}$, $Fe_3O_{4(s)}$ şi $SO_{2(g)}$.

Cercetările experimentale au confirmat faptul că oxidarea $As^{+3} \rightarrow As^{+5}$ şi fixarea As^{+5} sub formă de arseniat feric sînt posibile în prezenţa oxizilor de fier, oricînd aceştia se găsesc în stratul de prăjire.

Cînd în prăjit s-a format Fe_3O_4, arsenul s-a putut fixa sub formă de arseniat, conform reacţiei:

$$1/2\,(As_4O_6)_{(g)} + 7/6(O_2) + 2/3\,[Fe_3O_4]_{(s)} \rightleftarrows 2[FeAsO_4]_{(s)}, \qquad (4)$$

Tabela 8

Substanţa	$\Delta H_{f\,29}$, kcal/mol	S_o, cal/mol °K	$C_p = f(T)$, cal/mol °K
O_2	0	49,01	$8{,}27 + 0{,}258\cdot10^{-3}\,T - 1{,}877\cdot10^{5}\,T^{-2}$
FeO	−63,7	13,4	$12{,}62 + 1{,}492\cdot10^{-3}\,T - 0{,}762\cdot10^{5}\,T^{-2}$
Fe_3O_4	−267	35	$41{,}17 + 18{,}82\cdot10^{-3}\,T - 9{,}795\cdot10^{5}\,T^{-2}$
Fe_2O_3	−196,5	21,5	$24{,}72 + 16{,}04\cdot10^{-3}\,T - 4{,}234\cdot10^{5}\,T^{-2}$
$[As_4O_6]$	−284,1	107,4	$39{,}88 + 6{,}54\cdot10^{-3}\,T$
$[As_2O_5]_s$	−218,6	25,2	$35{,}06 + 11{,}034\cdot10^{-3}\,T - 9{,}302\cdot10^{5}\,T^{-2}$
$[FeAsO_4]_s$	−225	23	$26{,}51 + 8\cdot10^{-3}\,T - 4{,}734\cdot10^{5}\,T^{-2}$
$[Fe_3(AsO_4)_2]_s$	−485	65	$59{,}25 + 22{,}96\cdot10^{-3}\,T - 9{,}485\cdot10^{5}\,T^{-2}$

În prima parte a procesului de prăjire (în timpul încălzirii), arsenul aflat în pirită sub formă de mispichel (FeAsS) se comportă conform reacţiilor:

$$FeAsS \rightarrow FeS + As;\quad 4FeAsS \rightarrow As_2S_2 + 2FeAs + 2FeS;$$

$$2FeAs + 2S_2 \rightarrow As_2S_2 + 2FeS.$$

unde:

$$\log K_p = -13{,}61 + 0{,}2\cdot10^{-3}\,T + 28{,}22\cdot10^{3}\,T^{-1} - 2{,}02\log T.$$

La 927°C, constanta de echilibru a reacţiei (4) este aproximativ 10^9 şi la 727 °C, aproximativ 10^4, dovedindu-se prin aceasta că oxidul de fier reacţionează cu As_2O_3 la tempera-

turi mai mari decît 600 °C, formînd arseniat stabil.

Cînd prăjirea s-a efectuat cu exces mare de oxigen, fixarea arsenului s-a realizat mai intens; acest fenomen se poate explica prin faptul că, în aceste condiţii, combinaţiile arsenului reacţionează cu Fe_2O_3 (care se formează în astfel de condiţii), conform ecuaţiei:

$$1/2\ (As_4O_6)_{(g)} + (O_2) + [Fe_2O_3]_s \rightleftarrows 2\ [FeAsO_4]_s,$$

unde:

$$\log K_p = -17{,}51 - 0{,}176 \cdot 10^{-3}\ T + 24{,}604 \cdot$$
$$\cdot 10^3\ T^{-1} - 0{,}37 \cdot 10^5\ T^{-2} + 0{,}045\ \log T.$$

Gradul de transformare a arsenului în arseniaţi de fier depinde de condiţiile în care decurge procesul: temperatură, concentraţia O_2 şi SO_2 în fază gazoasă, gradul de oxidare a fierului din cenuşi etc.

Dacă perioada de încălzire este lungă, arseniaţii pot reacţiona lent cu F_2O_3, formîndu-se arseniaţi cu bazicitate variabilă.

Calculele metalurgice pe baza constantei de echilibru a acestei reacţii dovedesc faptul că arseniatul feric se poate forma sub 900 °C, chiar cînd concentraţia iniţială de arsen din pirită este de 0,05%, iar volumul oxigenului rezidual din gazele de prăjire este de 2%. Prin urmare, în prima parte a prăjirii, pentru a permite dezarsenierea materialului, trebuie să se prevină prezenţa oxizilor de fier în stratul de material şi să se lucreze cu o cantitate cît mai mică de aer, care trebuie reglată în aşa fel încît să se ţină seamă de faptul că procesele de ardere a sulfului labil şi procesele de oxidare a prăjitului pot avea loc simultan, în funcţie de temperatura, granulaţia şi omogenitatea stratului de material.

Concluzii

În cadrul lucrării s-au supus experimentării o serie de probe de pirită şi cenuşi de pirită, pentru a se studia comportarea arsenului şi, într-o anumită măsură, şi a altor elemente în timpul proceselor de prăjire. S-au efectuat o serie de experienţe în diferite condiţii: prăjire oxidantă în condiţii statice şi în strat fluidizat, în mediu reducător, prăjiri clorurante etc. La unele din experienţe, în timpul prăjirii s-a variat raportul aer-pirită, prăjitul final obţinut fiind în mare măsură desulfurat şi dezarseniat, conţinînd ca componenţi principali oxizi superiori de fier şi oxizii metalelor neferoase. Pe baza experienţelor şi a studiului termodinamic efectuat, în legătură cu reacţiile privind comportarea arsenului, s-au putut desprinde următoarele consideraţii:

— La diferite raporturi aer-pirită, fixarea compuşilor arsenului în materialul prăjit a fost posibilă în prezenţa oxizilor de fier care favorizează formarea arseniaţilor.

— În domeniul de temperaturi 400—500 °C cînd începe oxidarea intensivă a sulfurilor metalelor prezente în materia primă, arsenul a putut fi reţinut mai mult în materialul prăjit decît în prima perioadă a încălzirii. Cu cît temperatura prăjirii a fost mai înaltă, dezarsenierea s-a putut realiza în condiţii mai optime.

— La temperaturi mai mari decît 700—800 °C a fost posibilă arderea sulfului labil şi separarea, prin volatilizarea, a unei bune părţi din arsen.

— La temperaturi mai mari decît 900 °C gradul de reţinere a arsenului în cenuşi a scăzut foarte brusc, ceea ce confirmă faptul că în astfel de condiţii arseniatul de fier devine instabil.

— O dezarseniere mai avansată s-a putut realiza cînd prăjirea s-a efectuat într-un mediu reducător.

— Pe baza calculelor termodinamice s-au stabilit ecuaţiile care arată condiţiile de stabilitate, respectiv de instabilitate a compuşilor arsenului (As_2O_3, As_2O_5, arseniaţi şi arseniaţi de fier etc.), precum şi posibilitatea de interacţiune în timpul proceselor de prăjire.

— Calculele termodinamice efectuate şi cercetările experimentale au demonstrat posibilitatea fixării arsenului în material cînd prăjirea se efectuează în exces de aer; în aceste condiţii, arsenul are posibilitatea să rămînă în prăjit sub formă de arseniaţi de fier, fixarea sa sub această formă fiind favorizată de prezenţa oxizilor de fier.

— În cadrul lucrării se pun în evidenţă o serie de factori care determină eliminarea arsenului într-o atmosferă lipsită de aer, compuşii arsenului fiind evacuaţi, în aceste condiţii, o dată cu gazele de prăjire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vian A., Iriarte C., Angel Romero. Proces design and Development 2, 1963, p. 214.
[2] Kelley K. Bur Mines Bulletin, 1932, p. 350.
[3] Görling K., Appler H. Z. Erg Metall, nr. 12, 1959, pag. 553.
[4] Schackmann H. Z. für Ertz und Metallhüttenwesen, Ertzmetall, XI, 1967, p. 11.
[5] Colombo U. Revue de l'Industrie Minerale, nr. 48, 1966, p. 5.
[6] Pincovschi E. şi Maxim I. Studiu şi cercetări de metalurgie, vol. 10, nr. 1, 1965, p. 53.
[7] Bădoiu R., Alterescu G. şi Duduţă T. Revista de chimie, vol. 14, 1963, p. 324.
[8] * * * Izv. Acad. Nauk S.S.S.R. Metallurghia i toplivo nr. 4, aprilie, 1959, p. 8.
[9] Grebnev S. K. Gornîi jurnal, nr. 4, 1955, p. 52—54.
[10] Danilcenko P. T. *Fizico — chimia minereurilor de fier din Kercensk.* Ksîmizdat, 1958, p. 7.
[11] Danilcenko P. T., Koftun V. F. şi Iagutinai A. G. *Bazele fizico-chimice ale dezarsenierii minereurilor de fier de la Kercensk.* Izvestia Acad. Nauk S.S.S.R., nr. 4, 1959, p. 18.
[12] * * * *Rossini Wagman and all Selected valuer of chemical thermodynamic properties.* Washington, 1952, p. 52—56.

Proprietăţile termoelectrice ale materialelor din sistemul Ln_2Te_3–Ln_3Te_4–Ln_2PbTe_4 (Ln = La,Ce) la temperaturi ridicate

Dr. ing. A. ALOMAN
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 669.85/.87 : 537.311.31

LES PROPRIÉTÉS THERMO-ÉLECTRIQUES DES MATÉRIAUX COMPRIS DANS LE SYSTÈME Ln_2Te_3–Ln_3Te_4–Ln_2PbTe_4 (Ln=La,Ce) AUX HAUTES TEMPÉRATURES

On présente la variation de la force thermo-électromotrice α, de la résistivité ρ et du coefficient de puissance thermo-électrique α^2/ρ en fonction de la température, dans l'intervalle 300–900°K, pour les matériaux compris dans le système Ln_2Te_3–Ln_3Te_4–Ln_2PbTe_4. En même temps on évalue le coefficient d'efficacité thermo-électrique Z pour certains matériaux faisant partie de ce système.

La variation des propriétés en fonction de la température démontre que la plupart des matériaux étudiés sont des semiconducteurs typiques et que les autres présentent des caractéristiques métalliques.

Les grandes valeurs du coefficient de puissance thermo-électrique α^2/ρ et du coefficient d'efficacité thermo-électrique Z qui ont été obtenues permettent de recommander ces matériaux pour leur emploi dans les thermo-électrogénératrices de haute température.

THERMOELECTRIC PROPERTIES AT HIGH TEMPERATURES OF MATERIALS BELONGING TO THE Ln_2Te_3–Ln_3Te_4–Ln_2PbTe_4 (Ln=La,Ce) SYSTEM

Variation of electromotive force α, of resistivity ρ and of thermoelectric power coefficient α^2/ρ function of temperature, between 300 and 900°K, are presented for materials belonging to the Ln_2Te_3–Ln_3Te_4–Ln_2PbTe_4 system. Coefficient of thermoelectric efficiency Z is presented for several of these materials as well.

Variation of properties with temperature emphasizes that the greatest part of the materials under investigation were typical semiconductors, others having metallic characteristics.

Obtained high values for thermoelectric power coefficient α^2/ρ and of thermoelectric efficiency coefficient Z, allows to suggest an utilization of these materials in thermoelectric generators at high temperatures.

În ultimul timp a crescut sensibil atenţia acordată de cercetători studierii materialelor semiconductoare utilizate la transformarea directă a energiei termice în energie electrică. Cu ajutorul semiconductorilor electronici solizi se obţin astăzi randamente mai mari decît 8%, în condiţiile unei funcţionări îndelungate. Termoelementele cu semiconductori sînt folosite în energetica de mică putere (unde simplitatea construcţiei, greutatea mică şi gabaritul redus sînt mai importante decît randamentul obţinut), la utilizarea pierderilor de căldură ale maşinilor termice sau ale instalaţiilor termice nucleare etc.

Randamentul unui termoelectrogenerator [1] se exprimă prin relaţia:

$$\eta = \frac{T_1 - T_0}{T_1} \cdot \frac{\sqrt{1 + 1/2\,(T_1 + T_0)\,Z} - 1}{\sqrt{1 + 1/2\,(T_1 + T_0)Z} + T_0/T_1}, \quad (1)$$

în care: T_0 este temperatura sudurii reci; T_1 — temperatura sudurii calde; Z — figura de merit sau coeficientul de eficienţă termoelectrică.

Mărirea randamentului termoelectrogeneratorului se poate realiza prin ridicarea temperaturii sudurii calde, T_1, şi prin creşterea figurii de merit.

Figura de merit este o mărime de material. Ea se exprimă prin relaţia:

$$Z = \frac{\alpha^2}{\rho \varkappa}, \quad (2)$$

în care α este forţa termoelectromotoare; ρ — rezistivitatea; ϰ — conductibilitatea termică. Figura de merit depinde deci de proprietăţile substanţei şi caracterizează substanţa dată în calitate de material pentru termoelemente.

Avînd în vedere că temperatura sudurii calde T_1 se alege de obicei 75% din valoarea temperaturii de topire, o deosebită importanţă are căutarea de materiale semiconductoare pentru termoelectrogeneratori cu temperaturi de topire ridicate. Cercetările în această direcţie au dus la iniţierea studierii sintezei şi proprietăţilor compuşilor elementelor lantanide cu elementele grupei VI,

sulf, selen, telur (calcogenuri de lantanide), care reprezintă o clasă de substanțe numeroasă cu posibilitate de obținere a unui larg diapazon de proprietăți.

Multe din calcogenurile lantanidelor posedă temperaturi de topire înalte și satisfac condițiile generale pentru obținerea unei eficiențe

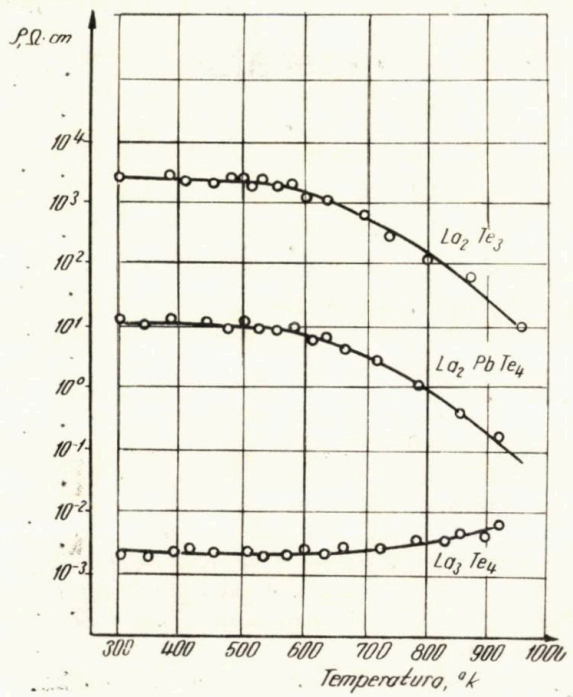


Fig. 1. Variația rezistivității în funcție de temperatură pentru La_2Te_3, La_3Te_4 și La_2PbTe_4.

termoelectrice ridicate [3]. În special, calcogenurile de tipul Ln_2X_3 și aliajele pe baza lor au bune perspective de aplicare.

temperatura ordinară, ale materialelor din sistemul $Ln_2Te_3-Ln_3Te_4-Ln_2PbTe_4$ (Ln = La, Ce).

În lucrarea de față se expun rezultatele studierii proprietăților termoelectrice ale materialelor din acest sistem în intervalul de temperatură 300 — 900°K.

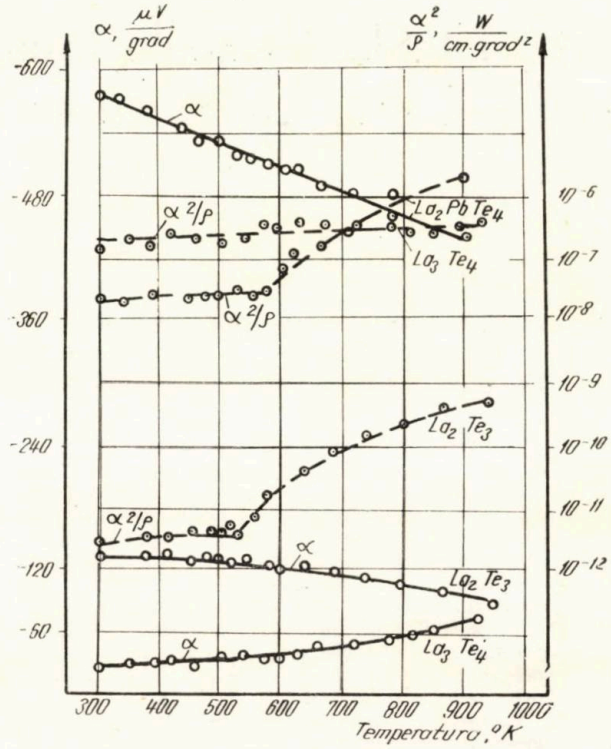


Fig. 2. Variația forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru La_2Te_3, La_3Te_4 și La_2PbTe_4.

Măsurarea forței termoelectromotoare și a rezistivității s-a făcut cu ajutorul unei instalații de tip compensatoriu în atmosferă de

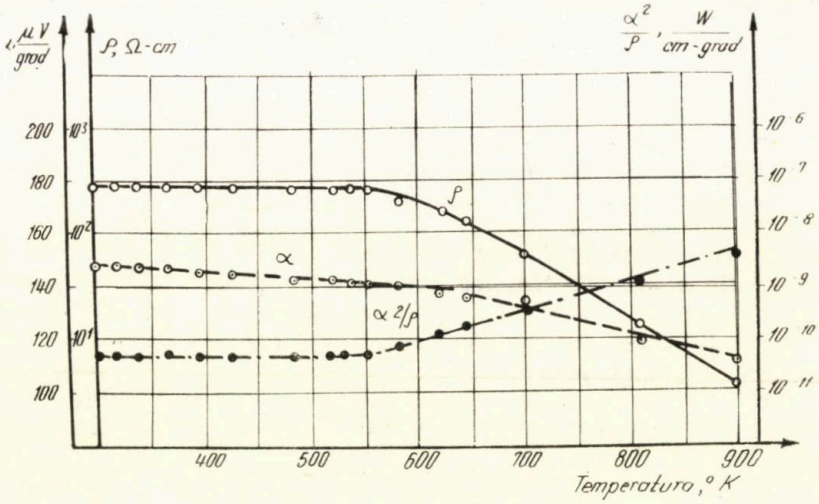


Fig. 3. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru Ce_2Te_3.

Proprietățile termoelectrice ale calcogenurilor de lantanide au fost studiate insuficient.

În lucrările noastre anterioare [2] — [5] am prezentat proprietățile termoelectrice, la argon pur. (Forța termoelectromotoare s-a măsurat față de cupru.)

În figurile 1 — 9 se prezintă variația forței termoelectromotoare α, a rezistivității ρ și a

coeficientului de putere termoelectrică α^2/ρ în funcție de temperatură pentru materialele: La_2Te_3, La_3Te_4, La_2PbTe_4, Ce_2Te_3, Ce_3Te_4, Ce_2PbTe_4, $LaTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$, $CeTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$, $LaTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$ și $CeTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$.

după care încep să se micșoreze sensibil. Această alură a curbelor se datorează faptului că, la temperatura camerei, impuritățile din materialele date sînt ionizate, deci energia de ionizare a atomilor de impurități este scăzută.

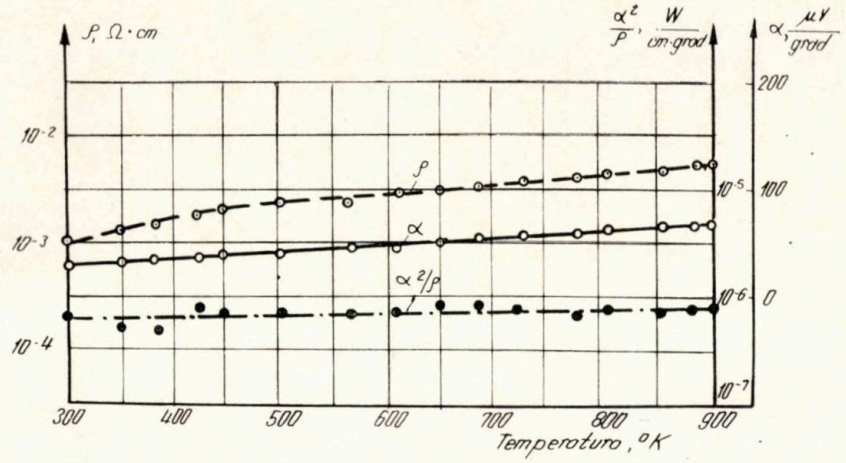


Fig. 4. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru Ce_3Te_4.

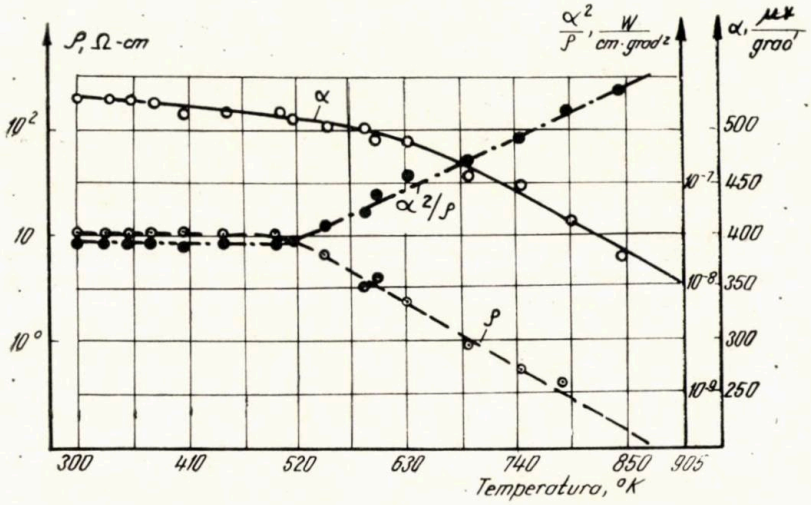


Fig. 5. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru Ce_2PbTe_4.

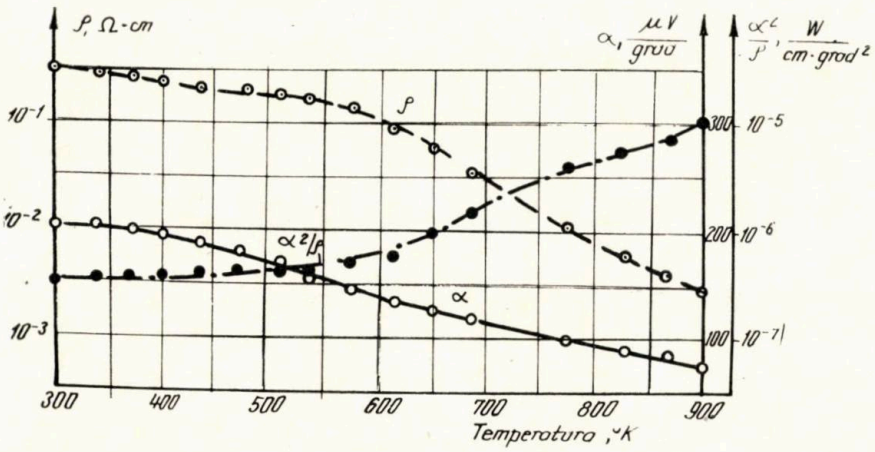


Fig. 6. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru $LaTe_{1.5}$ $(PbTe)_{0.16}$.

După cum se observă în figurile 1, 2, 3, 5, 6, 7 și 8, pentru materialele Ln_2Te_3, $Ln_2PbTe_4LnTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ și $LaTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$, rezistivitatea și forța termoelectromotoare variază puțin pînă la temperatura 550—600°K,

La temperatura de 550—600°K începe să fie predominantă semiconductibilitatea intrinsecă.

Variația rezistivității și a forței termoelectromotoare în funcție de temperatură pentru La_3Te_4 și Ce_3Te_4 (fig. 1, 2 și 4) arată că acești

compuși sînt semiconductori degenerați. O dată cu mărirea temperaturii ρ și α cresc (comportare analogă cu aceea a metalelor).

Pentru materialul $CeTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$ care are concentrația purtătorilor de sarcină la temperatură ordinară de $3{,}3 \cdot 10^{21}$ cm^{-3}, rezistivitatea și forța termoelectromotoare la temperaturi ridicate au tendință de creștere (fig. 9), deci materialul de această compoziție prezintă, la temperaturi ridicate, proprietăți metalice ca și compușii La_3Te_4 și Ce_3Te_4.

Din figurile 2, 3, 5, 6 și 7 se poate trage concluzia că coeficientul de putere termoelectrică α^2/ρ crește în mod substanțial la temperaturi ridicate pentru materialele Ln_2Te_3, Ln_2PbTe_4 și $LnTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$.

Pentru $LaTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ coeficientul de putere termoelectrică α^2/ρ atinge valoarea

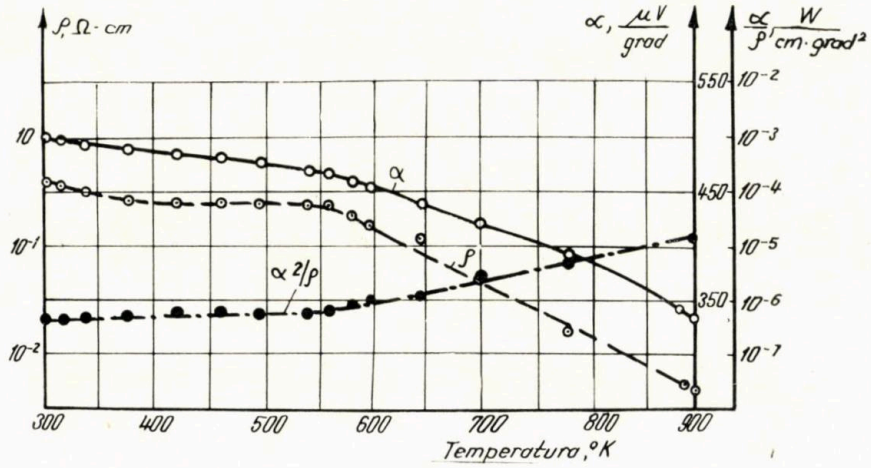


Fig. 7. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru $CeTe_{1,5}(PbTe)_{0,16}$.

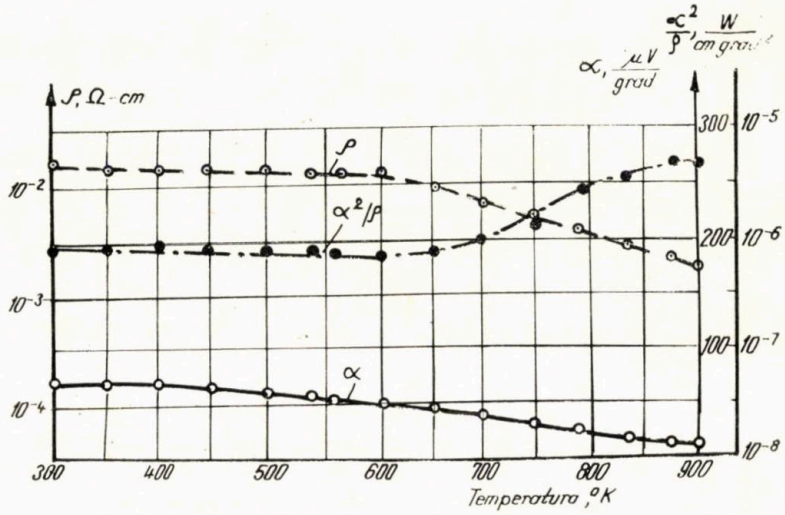


Fig. 8. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru $LaTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$.

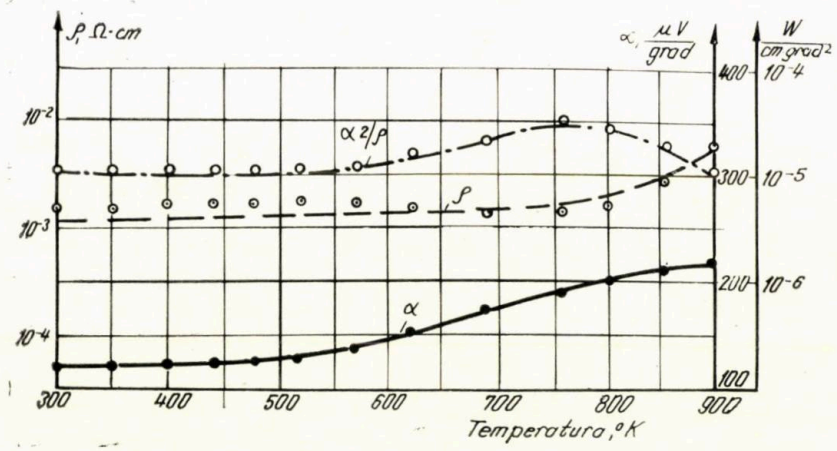


Fig. 9. Variația rezistivității, a forței termoelectromotoare și a coeficientului de putere în funcție de temperatură, pentru $CeTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$

$1 \cdot 10^{-5}$ w/cm·grad² la 900° K, iar pentru materialul $CeTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ $\alpha^2/\rho = 1{,}4 \cdot 10^{-5}$ w/cm·grad² la 900°K.

În materialele studiate transmiterea de căldură se realizează în principal de către fononi [2]. Conductibilitatea termică fononică, predominantă în aceste materiale, se poate exprima prin relaţia :

$$\varkappa_f = 1/3\, c\, v\, \lambda, \qquad (3)$$

în care : c este căldura specifică ; v — viteza fononilor ; $\overline{\lambda}$ — lungimea drumului liber mijlociu al fononilor.

O dată cu creşterea temperaturii, lungimea drumului liber mijlociu al fononilor se micşorează şi, ca rezultat, conductibilitatea termică scade.

În articolelele [2] — [4] se prezintă rezultatele măsurărilor conductibilităţii termice la temperatura ordinară pe unele materiale din sistemul $Ln_2Te_3 - Ln_3Te_4 - Ln_2PbTe_4$, care sînt suficiente pentru a caracteriza întregul domeniu studiat şi permit aprecierea conductibilităţii termice pentru oricare din materialele obţinute.

Pentru evaluarea conductibilităţii termice la temperaturi ridicate se poate considera [6] : χ_f (la 1 300°K)$\simeq$0,5 χ_f (la 300°K), iar pentru intervalul 300 — 900°K, χ_f (la 900°K)$\simeq$0,3 χ_f (la 300° K).

Materialul $LaTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ cu o conductibilitate termică la temperatura camerei $\chi \simeq$ $\simeq$ 0,01 w/cm·grad va avea la 900°K o conductibilitate termică $\chi \simeq 0{,}003$ w/cm·grad şi o figură de merit $Z \simeq 3{,}3 \cdot 10^{-3}$ grad^{-1}, iar materialul $CeTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ va atinge un coeficient de eficienţă termoelectrică $Z \simeq 4{,}6 \cdot 10^{-3}$ grad^{-1}.

Aceste rezultate arată că materialele din sistemul $Ln_2Te_3 - Ln_3Te_4 - Ln_2PbTe_4$ posedă proprietăţi termoelectrice care permit să fie recomandate pentru utilizare în termoelectrogeneratori. Temperaturile de topire în acest sistem ternar se găsesc în intervalul 1 600 — 1 800° K. Avînd în vedere că cercetările masspectrometrice au arătat că cel puţin pînă la 1 400°K materialele studiate sînt stabile din punct de vedere termic, este posibilă folosirea lor în termoelectrogeneratori de temperatură ridicată, pentru care recent s-au iniţiat cercetări în vederea descoperirii materialelor termoelectrice adecvate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ioffe A. F. *Poluprovodnicovie termoelementi.* Izd. Akademii Nauk, U.R.S.S., M., 1960.

[2] Aloman A., Gorelik S. S. şi Maloveţkaia V. M. *Structura şi proprietăţile telururilor de lantan şi ceriu în intervalul* $Ln_2Te_3 - Ln_3Te_4$. Metalurgia, nr. 2, 1968, p. 72.

[3] Aloman A. *Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul* $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$. Metalurgia, nr. 4, 1968, p. 203.

[4] Aloman A. *Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul* $Ln_3Te_4 - Ln_2PbTe_4$. Metalurgia, nr. 7, 1968, p. 416.

[5] Aloman A., Gorelik S. S. şi Maloveţkaia V. M. *Structura şi proprie ăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul* $LnTe_{1\,5}\,(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1\,387}\,(PbTe)_{0.16}$. Metalurgia, nr. 9, 1968, p. 524.

[6] Reid F. J., Matson L. K., Miller J. F. şi Himes R. C. J. Electrochem. Soc., vol. 111, nr. 8, 1964, p. 943.

Studiul influenţei luării probelor asupra analizelor chimice la turnarea fontei cenuşii şi maleabile din cuptoare cu inducţie de medie frecvenţă

Chim. E. GRÜNWALD şi chim. I. SZONDI
Întreprinderea „Armătura" — Cluj

CZ 621.74 : 669.131.6/.8

L'INFLUENCE DU PRÉLÈVEMENT DES ÉCHANTILLONS SUR LES ANALYSES CHIMIQUES LORS DE LA COULÉE DE LA FONTE GRISE ET MALLÉABLE DES FOURS À INDUCTION DE FRÉQUENCE MOYENNE

Les recherches ont prouvé que la stratification du matériau, lorsqu'on obtient un échantillon satisfaisant, peut être encadrée entre limites étroites. Par la stratification, la teneur en carbone est considérablement modifiée et le phosphore est influencé dans certaines conditions seulement. En ce qui concerne le silicium, le mangane, le soufre et le chrome on n'a pas constaté des écarts qui puissent influer sur la précision de l'analyse. Un échantillon inférieur à 0,1 mm n'est pas adéquat à l'analyse chimique.

Jusqu'à un millimètre les fractions donnent de grands écarts de carbone s'il y a dans l'échantillon des particules qui dépassent un millimètre.

Les copeaux prélevés par un perçage qui excède 4 mm ne sont pas non plus convenables pour l'exécution des analyses.

INFLUENCE OF SAMPLE TAKING FROM MEDIUM FREQUENCY INDUCTION FURNACES ON CHEMICAL ANALYSIS OF GREY CAST IRON AND MALLEABLE CAST IRON

Investigations emphasized that stratification of sample content in case of an adequate sample taking can be restricted down to narrow limits. By stratification carbon content varies considerably, while phosphorus is influenced only under certain conditions. For silicium, manganese, sulphur and chromium deviations influencing analysis accuracy were not observed.

Test material under 1 mm in size is not adequate for chemical analysis. Fractions up to 1 mm induce high carbon deviations if the sample contains particles greater than 1 mm in size.

Neither chip, taken by greater than 4 mm drilling is adequate for analytical ends.

În laboratoarele chimice ale turnătoriilor o problemă foarte frecventă o constituie influenţa luării probelor (din diferite epruvete, piese etc.) asupra exactităţii analizelor chimice. Se pune problema în ce măsură sînt influenţate analizele chimice de mărimea, respectiv de fineţea probelor obţinute prin găurire şi care dintre componenţii metalului sînt în mod deosebit avizaţi.

În acest scop, experimentările s-au îndreptat în trei direcţii :

— examinarea mai multor probe de fontă cenuşie şi maleabilă cu diferite mărimi de particule ;

— verificarea schimbării compoziţiei fontei cenuşii şi maleabile în timpul turnării ;

— verificarea compoziţiei pieselor turnate din fontă cenuşie şi maleabilă obţinută în diferitele perioade ale turnării.

Unele propuneri tind pentru schimbarea procedeului luării probelor pentru analize chimice. În acest fel se încearcă să se obţină probe omogene, cît mai apropiate de realitate. Astfel se propune : găurirea probei ; fărîmiţarea materialului obţinut la mărimi şi particule uniforme ; cernerea prin sită şi folosirea unei părţi bine determinate pentru analiză din materialul obţinut.

Aceste indicaţii se realizează greu în practică, ele prezentînd o încărcare prea mare a laboratorului şi în acelaşi timp dau rezultate exacte numai la o execuţie îngrijită.

Examinarea probelor cu diferite mărimi de particule

Luarea probelor s-a făcut cu un burghiu widia ascuţit, maşina de găurit avînd o turaţie de 370 rot/min şi un avans moderat. Înainte de găurire de pe epruvete şi piese s-a îndepărtat scoarţa de turnare şi nisipul, cu ajutorul unei perii de sîrmă, apoi suprafaţa probelor a fost curăţată cu un disc abraziv.

Șpanul obținut din epruvete s-a împărțit cantitativ și a fost separat prin cernere în cinci părți, și anume : particule mai mici decît 0,1 mm ; particule de 0,1 — 0,32 mm ; particule de 0,32 — 1 mm ; particule de 1 — 4 mm și particule mai mari decît 4 mm.

La analiza prin cernere (chiar lucrînd cu o foarte mare atenție) pot surveni pierderi mai ales la fracțiuni sub 0,32 mm. Aceste pierderi trebuie să se mențină în limite atît de înguste încît să nu influențeze rezultatele verificării în tot ansamblul ei.

Analiza prin cernere

În tabelele 1 — 4 sînt arătate cantitățile în greutate și procente a fracțiilor de sită în raport cu cantitatea totală a probei luate. Tabelele 1 și 2 se referă la fontă cenușie, iar tabelele 3 și 4, la fontă maleabilă.

Tabela 1

Sita \ Proba nr.	1	2	3	4
Cantitatea totală, g	130,0	150,0	148,95	118,20
Sub 0,1 mm	4,37	4,93	5,70	4,15
0,1—0,36 mm	8,55	7,38	13,85	6,35
0,36—1 mm	3,80	5,40	12,30	1,60
1—4 mm	77,78	120,81	96,90	58,30
Peste 4 mm	35,50	11,48	21,10	47,80

Tabela 2

Sita \ Proba nr.		1	2	3	4
Sub 0,1 mm,	%	3,38	3,29	3,83	3,51
0,1—0,36 mm,	%	6,58	4,92	9,30	5,36
0,36—1 mm,	%	2,92	3,60	8,28	1,35
1—4 mm,	%	59,97	80,60	64,90	49,10
Peste 4 mm,	%	27,30	7,65	14,22	40,03

Tabela 3

Sita \ Proba nr.	1	2	3	4
Cantitatea totală, g	100,0	100,0	100,0	100,0
Sub 0,1 mm,	2,36	3,00	2,76	3,12
0,1—0,36 mm,	9,65	8,66	4,65	10,65
0,36—1 mm,	77,85	80,65	85,10	82,00
1—4 mm,	10,00	4,29	5,30	2,13
Peste 4 mm,	1,14	3,40	2,19	2,10

Tabela 4

Sita \ Proba nr.		1	2	3	4
Sub 0,1 mm,	%	2,36	3,00	2,76	3,12
0,1—0,36 mm,	%	9,65	8,66	4,65	10,65
0,36—1 mm,	%	77,85	80,65	85,10	82,00
1—4 mm,	%	10,00	4,29	5,30	2,13
Peste 4 mm,	%	1,14	3,40	2,10	2,10

Din tabele reiese că atît la fonta cenușie, cît și la cea maleabilă cantitățile particulelor sub 0,1 mm sînt aproximativ egale, iar cantitățile rămase conțin particule de mărimi foarte diferite.

Această varietate a probelor poate fi influențată de felul de așezare a grafitului (descompunerea materialului la găuri).

Analiza chimică. Conținut total de carbon

Valorile din tabela 5 dau o imagine clară asupra compoziției materialului (fontă cenușie) și permit să se tragă concluzii finale asupra comportării diferitelor fracții în timpul luării probei.

Cum era de așteptat, fracția sub 0,1 mm datorită concentrării grafitului are cel mai ridicat procent de carbon. Această cantitate de grafit provine din fracția de 0,1 — 0,36 mm și mai puțin din fracția 0,36 — 1 mm ; totuși, rezultatele se apropie de valoarea reală, fapt care se poate dovedi cu următoarea probă : se stabilește conținutul de carbon la fracția pînă la 1 mm și datele se compară cu rezultatele obținute la fracția peste 1 mm. Se poate observa că rezultatele sînt aproape identice (tabela 6).

Tabela 5

Nr. probei \ Fracția, %	sub 0,1 mm	0,1—0,36 mm	0,36—1 mm	1—4 mm	peste 4 mm
1	3,58	3,21	3,27	3,34	3,34
2	3,65	3,19	3,31	3,42	3,42
3	3,88	3,23	3,33	3,38	3,41
4	4,11	3,14	3,32	3,46	3,46

Tabela 6

Fracția	Conținutul de carbon, %, la proba nr.			
	1	2	3	4
Pînă la 1 mm	3,34	3,43	3,39	3,44
Peste 1 mm	3,34	3,47	3,41	3,46

Trebuie luat în considerare că, la o rupere sau la o desprindere forțată a șpanului, se pierd cantități considerabile de grafit. Pe de altă parte, rezultatele experimentărilor arată că, peste o anumită mărime, pierderile de grafit ale probei nu cauzează separări vizibile și în acest caz conținutul de carbon se determină ușor.

Pentru a dovedi cele expuse, din fiecare epruvetă s-au luat 20 g aschii de peste 4 mm. Probele s-au zdrobit într-un mojar pînă cînd greutatea aschiilor de peste 1 mm rămase după cernere a fost de 1 g. Carbonul s-a determinat în această fracție de probă (tabela 7). S-a observat că abaterile sînt mici și sînt cuprinse între limitele normale de dispersie.

Tabela 7

Conținut de carbon, % \ Nr. probei	1	2	3	4
Înainte de zdrobire	3,34	3,44	3,38	3,44
După zdrobire	3,35	3,46	3,40	3,45

Calculînd din proba obținută prin cernere cantitatea medie de carbon și comparînd rezultatele cu valorile obținute din așchii peste 4 mm, se ajunge la concluzia că nu au avut loc pierderi considerabile de carbon (tabela 8).

Tabela 8

Conținutul de carbon, % \ Nr. probei	1	2	3	4
Al tuturor fracțiilor	3,33	3,44	3,39	3,44
Al așchiilor peste 4 mm	3,34	3,44	3,40	3,43

Tabela 9

Nr. probei	Conținutul de siliciu la fonta cenușie și maleabilă, % la fracțiile									
	sub 0,1 mm		0,1–0,36 mm		0,36–1 mm		1–4 mm		peste 4 mm	
	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm
1	2,70	1,05	2,62	1,02	2,65	1,02	2,65	1,01	2,65	1,03
2	2,35	1,28	2,32	1,20	2,32	1,25	2,33	1,24	2,34	1,24
3	2,25	1,17	2,19	1,11	2,20	1,15	2,23	1,15	2,21	1,14
4	1,92	1,10	1,88	1,06	1,86	1,05	1,85	1,05	1,88	1,05

Obs.: Toate valorile la așchii sub 0,1 mm, în cazul tuturor probelor, au o tendință mică de creștere. Acest fenomen nu poate fi motivat prin greșeli analitice, dar abaterile pot apărea la toate fracțiunile obținute prin cernere.

Tabela 10

Nr. probei	Conținutul de mangan la fonta cenușie și maleabilă, %, la fracțiile									
	sub 0,1 mm		0,1–0,36 mm		0,36–1 mm		1–4 mm		peste 4 mm	
	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm
1	0,67	0,45	0,66	0,44	0,66	0,45	0,66	0,45	0,66	0,45
2	0,72	0,38	0,72	0,37	0,73	0,38	0,72	0,38	0,72	0,38
3	0,58	0,33	0,58	0,33	0,57	0,34	0,58	0,33	0,58	0,33
4	0,62	0,40	0,62	0,42	0,62	0,41	0,62	0,41	0,63	0,41

Obs. :– Se poate considera că repartiția sulfurii de mangan este omogenă în materialul de probă.
– Se recomandă ca grafitul să fie filtrat înainte de a oxida manganul în acid permanganic.

Tabela 11

Nr. probei	Conținutul de fosfor la fonta cenușie și maleabilă, %, la fracțiile									
	sub 0,1 mm		0,1–0,36 mm		0,36–1 mm		1–4 mm		peste 4 mm	
	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm
1	0,192	0,155	0,210	0,162	0,210	0,162	0,209	0,161	0,210	0,162
2	0,185	0,160	0,196	0,168	0,196	0,168	0,196	0,166	0,196	0,168
3	0,190	0,162	0,205	0,168	0,205	0,168	0,205	0,167	0,205	0,168
4	0,171	0,152	0,197	0,166	0,197	0,167	0,197	0,167	0,197	0,166

Obs .: Valorile la șpanul sub 0,1 mm sînt mai mici decît la cele medii Se poate presupune că descompunerea eutecticului fosforos are loc numai la un anumit ordin de mărime, din care cauză are loc o micșorare a conținutului de fosfor, respectiv a cantității de fosfor în fracția respectivă.

Tabela 12

Nr. probei	Conținutul de sulf la fonta cenușie și maleabilă, %, la fracțiile									
	sub 0,1 mm		0,1–0,36 mm		0,36–1 mm		1–4 mm		peste 4 mm	
	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm
1	0,028	0,020	0,027	0,020	0,029	0,022	0,029	0,022	0,028	0,022
2	0,026	0,021	0,026	0,021	0,027	0,022	0,026	0,023	0,027	0,023
3	0,024	0,021	0,025	0,022	0,025	0,021	0,026	0,021	0,023	0,021
4	0,026	0,022	0,027	0,021	0,026	0,022	0,028	0,024	0,028	0,023

Obs.: După cum se poate vedea, valorile sînt aproape identice la toate fracțiile obținute, ceea ce dovedește o repartizare uniformă a sulfului în toată masa probei luate.

În cazul fontei maleabile, unde analiza se face la fonta albă în timpul turnării sau după turnare — deci înainte de maleabilizare — carbonul fiind în stare legată, repartizarea pe fracții nu mai este justificată. Dacă dozarea carbonului se face după tratamentul de maleabilizare, probele își pierd caracterul real, din cauza oxidărilor intervenite la maleabilizare.

Tabela 13

Nr. probei	Conținutul de crom la fonta maleabilă, %, la fracțiile				
	sub 0,1 mm	0,1 – 0,36 mm	0,36 – 1 mm	1 – 4 mm	peste 4 mm
1	0,056	0,056	0,057	0,056	0,056
2	0,063	0,062	0,062	0,063	0,062
3	0,035	0,036	0,036	0,035	0,036
4	0,048	0,048	0,047	0,048	0,048

Obs.: Granulația probelor nu are influență vizibilă asupra conținutului de crom.

În continuare s-a determinat variația celorlalți componenți în fracțiile de sită. Rezultatele obținute sînt redate în tabelele 9 — 13.

S-a verificat, de asemenea, dacă prin găurire, lucrînd îngrijit, se pot obține rezultate corecte (tabela 14). Pentru acest scop, s-au luat din fiecare epruvetă 20 g span. Nu s-a luat în considerare stratificarea în urma trecerii probei prin site, însă s-a avut grijă ca această stratificare să nu fie mărită prin scuturare, împingere etc.

Din tabela 14 reiese că între cele două probe nu există diferențe apreciabile. Prin luarea îngrijită a probelor pentru analize chimice, rezultatele se încadrează în limitele admise pentru analize de serie, corespunzînd deservirii turnătoriilor.

Tabela 14

Nr. probei	Felul analizei	C, %		Si, %		Mn, %		P, %		S, %		Cr, %
		Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fc	Fm	Fm
1	Sită	3,33	2,61	2,65	1,03	0,65	0,45	0,209	0,162	0,029	0,022	0,056
	Normal	3,34	2,59	2,64	1,03	0,65	0,45	0,208	0,161	0,028	0,022	0,056
2	Sită	3,44	2,43	2,34	1,24	0,72	0,38	0,196	0,168	0,026	0,023	0,062
	Normal	3,42	2,41	2,32	1,23	0,71	0,38	0,195	0,168	0,026	0,023	0,062
3	Sită	3,39	2,66	2,21	1,14	0,58	0,33	0,205	0,168	0,026	0,021	0,036
	Normal	3,41	2,65	2,20	1,15	0,57	0,31	0,206	0,167	0,025	0,020	0,035
4	Sită	3,44	2,37	1,88	1,05	0,63	0,41	0,197	0,166	0,028	0,024	0,048
	Normal	3,42	2,35	1,89	1,05	0,62	0,41	0,197	0,164	0,026	0,022	0,047

În atenția autorilor

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica: numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși:

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pag. în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărți: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției;

— pentru reviste sau alte publicații periodice: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

Despre mecanismul de fluidificare al amestecurilor de formare pe bază de silicat de sodiu

Dr. ing. C. COSNEANU, dr. ing. E. COHN, dr. ing. L. SOFRONI şi ing. V. PETRESCU

CZ 621.742.4

LE MÉCANISME DE LA FLUIDISATION DES SABLES DE MOULAGE À BASE DE SILICATE DE SODIUM

On analyse les conditions de l'obtention des sables de moulage fluides à autodurcissement, ainsi que les facteurs qui déterminent l'apparition de leur fluidisation.

On a constaté que le processus de la fluidisation des sables de moulage à base de silicate de sodium, provoqué par la diminution accentuée du frottement entre les granules de quartz, s'accomplit avec la réalisation des conditions suivantes :

— la diminution de la tension superficielle de la base liquide jusqu'à une valeur d'environ 33 dyn/cm ;

— la formation de l'écume durant la préparation du mélange ;

— la diminution des valeurs des angles d'humectation jusqu'à des valeurs très proches de 0° ;

— la diminution du travail mécanique d'adhésion jusqu'à des valeurs d'environ 66 dyn/cm ;

— le dépassement du seuil de la tension de cisaillement statique.

Les études effectuées ont servi à l'établissement du mécanisme de la fluidisation et on montré le rôle des différents facteurs dans sa réalisation.

FLUIDITY MECHANISM OF MOULDING MIXTURES ON SODIUM SILICATE BASE

The paper analyses processing conditions for self-setting moulding mixtures, as well as factors calling forth fluidity of the latter.

Based on performed investigations it was established that fluidity of mixtures on sodium silicate base, due to a marked lowering of friction between quartz grains, is obtained if following conditions are fulfilled :

— lowering of surface tension for the basic liquid down to values of about 33 dyn/cm ;

— foam building during mixture preparation ;

— lowering of humidification angle down to values approaching 0° ;

— lowering of adhesion mechanical work down to values of about 66 dyn/cm ;

— overstepping the threshold of static shearing stress.

Performed studies led to elucidation of fluidification mechanism and emphasized the part played by various factors influencing the process.

Într-o lucrare anterioară s-a arătat că fluidificarea amestecurilor se petrece cînd acestea depăşesc pragul tensiunii de forfecare statică, iar curgerea are loc la depăşirea pragului tensiunii de forfecare dinamică [1]. Aceste praguri de tensiune pot fi depăşite prin adaosuri de lichide şi detergenţi în anumite proporţii, care contribuie la micşorarea forţelor de frecare dintre granulele de cuarţ.

La prepararea amestecurilor fluide, procesul de formare a peliculelor se bazează, ca şi în cazul amestecurilor clasice, pe interacţiunea dintre faza lichidă şi cea solidă, care influenţează nivelul de dezvoltare a forţelor de adeziune şi coeziune, din întregul sistem.

Formarea peliculelor şi fluidificarea amestecurilor depind, în cea mai mare măsură, de valoarea forţelor de adeziune, care iau naştere la suprafaţa de contact a granulelor de cuarţ cu suspensia formată din soluţia lichidă (apă, silicat de sodiu sau alt agent), detergent şi liant pulverulent (ciment, zgură etc.).

Forţele de adeziune sînt influenţate în primul rînd de tensiunea superficială a fazelor solidă şi lichidă şi de unghiul de umectare, care determină la rîndul lor mărimea suprafeţei de contact dintre acestea.

La contactul fazei lichide cu cea solidă se pot ivi două cazuri caracteristice [2] : primul caz — lichidul nu umectează faza solidă şi, în acest caz, umectarea nu se realizează, deoarece forţele de coeziune ale lichidului sînt mult mai mari decît forţele de adeziune ale lui la corpul solid ; al doilea caz — lichidul umectează faza solidă, în care caz lucrul mecanic de adeziune în condiţii de echilibru static se determină cu ajutorul ecuaţiei lui Dupré [3] :

$$L_{adz} = \sigma_1 + \sigma_2 - \sigma_{12}, \qquad (1)$$

în care:

σ_1 este tensiunea superficială a corpului solid la contactul cu aerul;

σ_2 — tensiunea superficială a lichidului la contactul cu aerul;

σ_{12} — tensiunea interfazică la contactul lichid-solid.

Ţinînd seamă că tensiunea superficială este o forţă care acţionează tangenţial la suprafaţa interfazică solid-lichid, echilibrul sistemului poate fi atins cînd se respectă egalitatea lui Neuman:

$$\sigma_1 = \sigma_{12} + \sigma_2 \cos \theta. \qquad (2)$$

Înlocuind în formula (1) valoarea σ_1, se obţine ecuaţia lui Young:

$$L_{adz} = \sigma_2 + \sigma_{12} + \sigma_2 \cos \theta - \sigma_{12}$$

sau

$$L_{adz} = \sigma_2 (1 + \cos \theta) \text{ erg/cm}^2. \qquad (3)$$

Aşadar, lucrul mecanic de adeziune a lichidului la corpul solid este determinat de mărimea tensiunii superficiale a lichidului la contactul cu aerul şi de unghiul de umectare al lichidului faţă de suprafaţa corpului solid.

Valoarea lucrului mecanic de adeziune L_{adz} va fi cu atît mai mare, cu cît valoarea σ_{12} este mai mică, adică cu cît interacţiunea dintre corpurile în contact (lichid-solid) este mai mare, deoarece cu cît este mai puternică legătura dintre moleculele acestor corpuri, cu atît tensiunea interfazică este mai scăzută.

Lucrul mecanic de coeziune L_{coez}, necesar pentru a putea rupe o coloană de lichid în două porţiuni, se exprimă prin relaţia (4):

$$L_{coez} = 2 \sigma_2. \qquad (4)$$

În cazul cînd lichidul umectează total corpul solid, adică $\theta = 0$, lucrul mecanic de adeziune determinat după ecuaţia (3) reprezintă:

$$L_{adz} = 2 \sigma_2. \qquad (5)$$

Aşadar, în acest caz $L_{adz} = L_{coez}$, ceea ce demonstrează că forţele de atracţie dintre corpurile în contact solid-lichid sînt egale cu cele dintre moleculele lichidului (5).

În cazul amestecurilor fluide cu autoîntărire, adăugarea detergenţilor duce la micşorarea tensiunii superficiale a soluţiilor lichide, la scăderea unghiurilor de umectare, la formarea spumei, factori care modifică valorile lucrului mecanic de adeziune şi coeziune.

Pentru analizarea influenţei factorilor de mai sus au fost determinate experimental valorile unghiurilor de umectare şi ale tensiunii superficiale. De asemenea, s-au calculat în acelaşi scop valorile lucrului mecanic de adeziune şi coeziune, precum şi mărimile tensiunilor la interfaţa lichid-solid, în cazul amestecurilor fluide pe bază de silicat de sodiu.

Unghiurile de umectare a cuarţului de către soluţiile transparente de detergent în apă ce intră în compoziţia fazei lichide a amestecurilor au fost dete minate cu un aparat [6], care permite eliminarea fenomenului de histerezis [7], datorit asperităţilor suprafeţei corpului solid şi a existenţei aerului ce nu poate fi înlocuit de picătura de lichid pe suprafaţa interfazică. Aparatul se bazează pe principiul măsurării unghiului de umectare care se formează prin plasarea unei bule de azot pe suprafaţa unei plăcuţe de cuarţ cufundată în lichidul de cercetat.

Pentru determinarea unghiului de umectare dintre soluţiile netransparente (silicat de sodiu industrial) şi cuarţ, s-a folosit metoda picăturilor [5]. Picăturile soluţiilor netransparente au fost plasate pe o placă de cuarţ degresată, după care au fost mărite, cu ajutorul unui microscop, şi fotografiate.

Tensiunea superficială a soluţiilor a fost determinată cu ajutorul tensiometrului Du Noüy, prin metoda inelului.

Rezultatele experimentale obţinute sînt prezentate în tabelele 1 şi 2, alături de valorile tensiunii interfazice şi ale lucrului mecanic de adeziune calculate cu ajutorul relaţiilor (2) şi (3).

Tensiunea superficială a cuarţului a fost adoptată din lucrarea [8] la valoarea de $\sigma_1 = 780$ dyn/cm.

Din tabela 1 şi din figurile 1, *a*—*c* se observă că densitatea influenţează într-o mare măsură

Tabela 1

Modulul silicatului de sodiu	Detergent, %	Densitatea silicatului de sodiu	Unghiul de umectare θ, grade	Cos θ	Tensiunea superficială σ_2, dyn/cm	Tensiunea interfazică lichid-solid σ_{12}, dyn/cm	Lucrul mecanic de adeziune L_{adz}, dyn/cm	Lucrul mecanic de coeziune L_{coez}, dyn/cm
3,0	—	1,44	42	0,743	80,5	720,00	140,31	161,0
3,0	—	1,33	19	0,944	36,4	745,65	68,91	72,8
3,0	—	1,22	18	0,950	31,5	750,08	61,42	63,0
2,4	—	1,44	22	0,930	54,6	729,22	105,32	109,2
1,8	—	1,44	17	0,955	48,0	734,16	93,84	96,0
1,8	—	1,33	9	0,987	46,0	734,60	91,40	92,0
1,8	—	1,22	7	0,990	38,5	741,89	76,61	77,0
3,0	0,1	1,33	16	0,960	32,3	749,00	63,31	64,6
3,0	0,2	1,33	19	0,944	32,6	749,23	63,37	65,2
3,0	0,3	1,33	17	0,955	32,8	748,68	64,12	65,6
1,8	0,1	1,33	10	0,985	32,5	748,00	64,51	65,0
1,8	0,2	1,33	9	0,987	33	747,00	65,57	66,0
1,8	0,3	1,33	9	0,987	33	747,43	65,57	66,0

valorile tensiunii superficiale ale silicatului de sodiu (fig. 1, *a*), unghiurile de umectare (fig. 1, *b*) şi lucrul mecanic de adeziune (fig. 1, *c*) la suprafaţa interfazică cuarţ—silicat de sodiu. Influenţa densităţii este mai pregnantă la

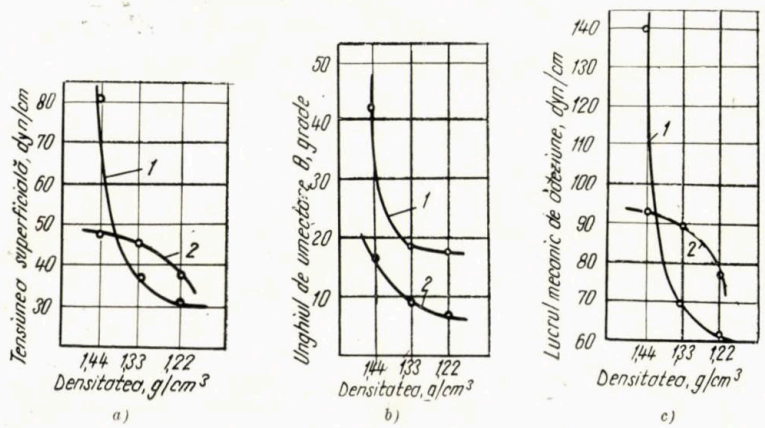


Fig. 1 :

a — influenţa densităţii asupra valorilor tensiunii superficiale ale silicatului de sodiu; *b* — asupra unghiurilor de umectare; *c* — asupra lucrului mecanic de adeziune, la suprafaţa interfazică cuarţ — silicat de sodiu: *1* — modul 2,8—3; *2* — modul 1,8—2.

calităţile de silicat de sodiu cu modulul cuprins în limitele 2,8—3,0.

Influenţa modulului silicatului de sodiu (la o densitate constantă de 1,44 gf/cm³) asupra tensiunii superficiale şi condiţiilor de umectare a cuarţului este arătată în figura 2. Creşterea modulului de la 1,8—2,0 la 2,8—3,0 determină mărirea valorilor unghiului de umectare θ, ale lucrului mecanic de adeziune L_{adz}, ale tensiunii superficiale σ_2 şi micşorarea tensiunii interfazice σ_{12}, dintre lichid-solid.

Adaosul de substanţe superficial active de tipul detergenţilor determină micşorarea bruscă a tensiunii superficiale şi a lucrului mecanic de adeziune atît în cazul silicatului de sodiu (fig. 3, *a* şi *b*), cît şi în cazul apei (tabela 2).

Tabela 2

Tipul soluţiei lichide	Detergent, %	Unghiul de umectare θ, grade	Cos θ	Tensiunea superficială σ_2, dyn/cm	Tensiunea interfazică lichid-solid σ_{12}, dyn/cm	Lucrul mecanic de adeziune, L_{adz}, dyn/cm
Apă distilată	—	0	1	72,7	707,3	145,4
Apă industrială	—	4	0,998	71,0	709,0	141,9
Apă industrială	0,1	0	1	33,5	746,5	67,0
Apă industrială	0,3	0	1	33,1	746,9	66,2

Deoarece valorile unghiului θ sînt mai mici de 45° rezultă că lucrul mecanic de adeziune a soluţiei faţă de cuarţ este mai mic decît lucrul mecanic de coeziune a soluţiilor lichide de silicat de sodiu şi apă cu detergenţi (tabela 1). Întrucît fenomenul de histerezis şi unele erori de măsurare contribuie la obţinerea de valori mai mari pentru unghiurile de umectare θ, se presupune că lucrul mecanic de adeziune L_{adz} are valori mult mai apropiate de cele ale lucrului mecanic de coeziune L_{coez} decît cele arătate în tabela 1.

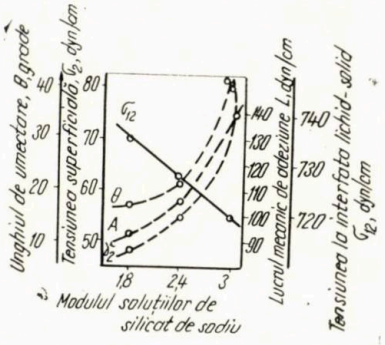


Fig. 2. Influenţa modulului silicatului de sodiu asupra tensiunii superficiale şi condiţiilor de umectare a cuarţului.

Pentru descrierea cantitativă a tendinţei de răspîndire a lichidului pe suprafaţa unui corp

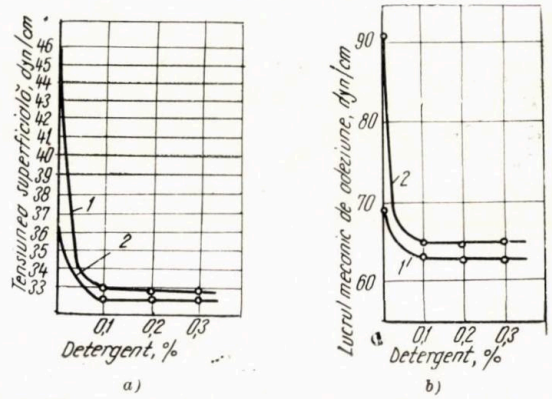


Fig. 3. Micşorarea bruscă a tensiunii superficiale şi a lucrului mecanic de adeziune în cazul silicatului de sodiu, determinată de adaosul de substanţe superficial active de tipul detergenţilor : *1* — modul 2,8—3; *2* — modul 1,8 — 2.

solid se utilizează mărimea denumită coeficient de etalare ($\Delta\sigma_{12}$) definită prin relaţia (4):

$$\Delta\sigma_{12} = \sigma_1 - (\sigma_2 + \sigma_{12}). \qquad (6)$$

Înlocuind valoarea lui σ_1 cu cea din relaţia (1), rezultă :

$$\Delta\sigma_{12} = L_{adz} - 2\sigma_2. \qquad (7)$$

Ţinînd seamă de ecuaţia lui Young (9), relaţia devine :

$$\Delta\sigma_{12} = \sigma_2 (1 + \cos\theta) - 2\ \sigma_2. \qquad (8)$$

Pentru ca etalarea să se producă trebuie ca $\Delta\sigma_{12} > 0$ sau :

$$\sigma_2 (1 + \cos\ \theta) \geqslant 2\sigma_2. \qquad (9)$$

Deoarece σ_2 are întotdeauna o valoare pozitivă, rezultă că :

$$1 + \cos\theta \geqslant 2.$$

Unghiul de umectare θ trebuie să aibă valorile zero sau imaginare pentru ca valoarea coeficientului de etalare să nu fie negativă, iar etalarea să se producă.

După datele experimentale prezentate în tabelele 1 şi 2, valorile unghiului de umectare θ, pentru reţetele optime de preparare a amestecurilor fluide cu autoîntărire (nr. 10 şi nr.13 din tabela 1), au valori mai mari ca 0° şi orice eroare presupusă a fi datorată fenomenului de histerezis nu poate micşora valoarea acestora la zero şi, prin urmare, etalarea nu se poate produce.

Dat fiind caracterul puternic bazic al soluţiilor de silicat de sodiu şi slaba aciditate a bioxidului de siliciu, între aceste materiale se petrec în mod neîndoielnic, pe suprafaţa interfazică, reacţii chimice şi fenomene de atracţie electrostatică, care modifică (în timp) în aşa măsură valorile unghiului de umectare şi ale lucrului mecanic de adeziune încît etalarea are loc. Acest lucru se poate pune în evidenţă prin utilizarea metodei picăturilor [10], după care capacitatea de umectare a unui lichid se calculează cu ajutorul raportului dintre suprafaţa şi volumul mediu al unor picături din acesta, plasate cu o micropipetă pe o lamă de sticlă $\left(p = \frac{S}{V}\right)$. Condiţiile în care se efectuează determinările, temperatura, diametrul vîrfului pipetei etc. influenţează valorile S şi V. Unii cercetători consideră că este posibilă obţinerea unor valori independente de factorii experimentali

Tabela 3

Tipul soluţiei	S, mm²	V, mm²	$P = \frac{S}{V}$	E
Apă distilată	90,3	40,0	2,25	1
Apă industrială	141,1	40,0	3,52	1,56
Apă industrială + 0,05 % detergent	109,8	26,6	4,14	1,84
Apă industrială + 0,1 % detergent	149,8	19,9	7,49	3,32
Apă industrială + 0,2 % detergent	130,1	16,6	7,80	3,46
Apă industrială + 0,3 % detergent	109,1	15,4	7,13	3,17
Apă industrială + 0,4 % detergent	146,3	20,0	7,31	3,24

Valorile experimentale obţinute cu ajutorul unei micropipete de 0,5 ml, pentru soluţiile apoase, sînt prezentate în tabela 3 şi figura 4.

Rezultatele obţinute arată că influenţa maximă a adaosului de detergenţi se obţine la concentraţii scăzute (~ 0,1 %), iar mărirea, în continuare, a acesteia, nu duce la modificări importante ale indicelui de etalare.

Variaţiile indicelui de etalare a soluţiilor de silicat de sodiu cu moduluri şi densităţi diferite sînt prezentate în figura 5.

Din figura 5 rezultă că, indicele de etalare E se micşorează pe măsura creşterii modulului (la densitatea de 1,43) şi densităţii silicatului de sodiu. Pentru soluţiile de silicat de sodiu cu modul mai scăzut, se obţin cele mai mari valori ale indicelui de etalare. Acest lucru se explică prin faptul că viscozitatea silicatului de sodiu se micşorează pe măsura scăderii modulului şi, prin urmare, creşterea fluidităţii determină o mai bună etalare a acestuia.

Adaosul de detergent în soluţii de silicat de sodiu cu modulul 1,9 şi 3,1, la o densitate de 1,33 gf/cm³, determină creşterea indicelui de etalare (fig. 6), confirmînd, şi în acest caz, că efectul maxim de umectare se obţine la concentraţii scăzute ale substanţei superficial active.

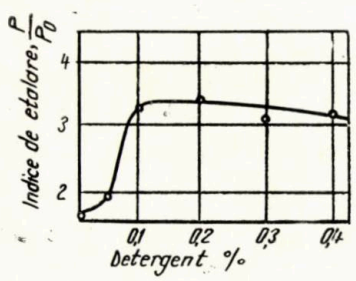


Fig. 4. Valorile experimentale obţinute cu ajutorul unei micropipete de 0,5 ml, pentru soluţiile apoase.

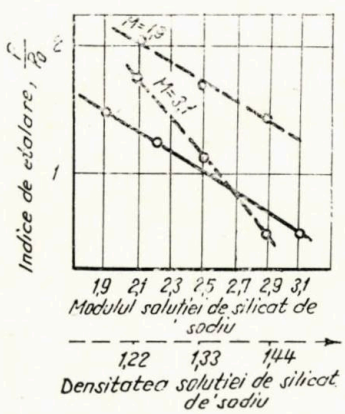


Fig. 5. Variaţiile indicelui de etalare a soluţiilor de silicat de sodiu cu moduluri şi densităţi diferite.

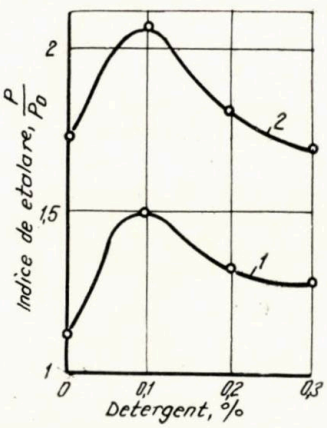


Fig. 6. Creşterea indicelui de etalare determinată de adaosul de detergent în soluţii de silicat cu modulul 1,9 *(1)* şi 3,1 *(2)*, la o densitate de 1,33 gf/cm³.

dacă raportul p al lichidului de cercetat se exprimă în funcţie de raportul p_0 al apei distilate, determinat în aceleaşi condiţii.

Indicele de etalare se exprimă prin raportul [11]: $E = \frac{p}{p_0}$, care arată de cîte ori capacitatea de umectare a unui lichid este mai mare decît cea a apei distilate.

Rezultatele experimentale obținute prin determinarea indicelui de etalare a soluțiilor apoase de silicat de sodiu confirmă presupunerea că, unghiurile de umectare dintre aceste soluții și cuarț au valori mai scăzute decît cele determinate experimental prin metodele arătate și, prin urmare, lucrul mecanic de adeziune va fi mai mare decît lucrul mecanic de coeziune al fazei lichide.

După cum s-a arătat, una din principalele condiții necesare pentru realizarea fluidificării este formarea spumei. Apariția spumei este cauzată de diferiți factori. Antrenarea aerului în amestecuri în timpul preparării acestora și micșorarea tensiunii superficiale a fazei lichide, ca urmare a adaosurilor de detergenți, determină, în mare măsură, formarea bulelor de spumă care se intercalează între granulele de nisip, micșorînd forțele de frecare dintre acestea. De fapt fluidificarea apare ca o consecință directă a alunecării granulelor pe straturile de spumă [4].

În afară de cantitatea și natura detergentului, procesul de fluidificare este mult influențat de condițiile de antrenare a aerului în amestec (cantitate, viteză, presiune etc.). Din acest motiv construcția amestecătoarelor (forma paletelor, turația axelor etc.), utilizate la prepararea amestecurilor fluide, prezintă o importanță mare.

În practică, interesează nu numai procesul de fluidificare, ci și perioada de timp în care amestecul este fluid și poate fi turnat în cutii (timp de utilizare), exprimat cu aproximație prin stabilitatea spumei, în minute. Bulele care formează spuma sînt învelite într-o membrană superficială, formată din două straturi de adsorbție, între care se găsește pelicula de lichid [4].

În timp, lichidul cuprins între straturile de adsorbție se scurge din spumă sub acțiunea forței gravitaționale și a presiunii straturilor superficiale, determinînd astfel subțierea membranelor care formează pereții bulelor și, prin aceasta, distrugerea spumei.

S-a arătat că pentru realizarea fluidificării este necesară o cantitate de 0,1% detergent (fig. 3 și fig. 6) față de greutatea amestecului. Pentru obținerea unei stabilități a spumei de 15 — 25 min, impuse de cerințele tehnologice, este necesară adăugarea unor proporții de 0,3 — 0,4% detergent.

Stabilitatea spumei poate fi mărită în cazul folosirii unor detergenți cu activitate superficială superioară în comparație cu cei utilizați actualmente (alchilarilsulfonați de sodiu), precum și în cazul micșorării vitezei de reacție între soluția lichidă și liantul solid. Astfel, experiențele efectuate cu detergenți polioxietilenici au arătat posibilitatea obținerii unei stabilități a spumei corespunzătoare cu proporții mai reduse de detergent [12].

Stabilitatea spumei este influențată de viscozitatea soluțiilor utilizate și a apei, care depinde de temperatură. Astfel, dacă la 0°C viscozitatea apei are valoarea de 1,7865 cp, la 20,50 și 90°C ea reprezintă 1,0019, 0,547 și 0,3155 cp [13].

De aceea, la prepararea amestecurilor de formare fluide temperatura materialelor utilizate (și mai ales a nisipului) prezintă o importanță deosebită.

Datele prezentate se referă la condițiile de fluidificare existente în cazul umectării cuarțului cu soluții apoase de silicat de sodiu și detergent. Aceste soluții sînt întrebuințate în vederea obținerii celor mai răspîndite tipuri de amestecuri fluide.

Experimentările efectuate arată că procesul de fluidificare a amestecurilor pe bază de silicat de sodiu, cauzat de micșorarea pronunțată a frecării dintre granulele de cuarț, se realizează o dată cu îndeplinirea următoarelor condiții:

— scăderea tensiunii superficiale a fazei lichide pînă la valori în jurul a 33 dyn/cm;

— formarea spumei în timpul preparării amestecului;

— micșorarea valorilor unghiurilor de umectare pînă la valori cît mai apropiate de 0°;

— micșorarea lucrului mecanic de adeziune (pînă la valori de circa 66 dyn/cm), ceea ce permite ca frecarea dintre granulele de cuarț să fie înlocuită cu o mișcare de alunecare datorită micșorării forțelor adezive dintre lichid și cuarț.

Valorile lucrului mecanic de adeziune trebuie să fie mai mari sau egale cu ale lucrului mecanic de coeziune și mai mici decît în cazul amestecurilor clasice:

$$L_{ad.z}\ \text{clasic} > L_{adez}\ \text{fluid} \geqslant L_{coez}$$

— depășire a pragului de tensiune de forfecare statică care reprezintă forțele interioare de frecare ale amestecurilor ce trebuie învinse de activitatea superficială a detergenților și de acțiunea de plastifiere a soluției lichide [1].

BIBLIOGRAFIE

[1] Cohn E. ș.a. Metalurgia, nr. 11, 1968.

[2] Moskvitin N. I. *Fizico-himiceskie osnovî profesov skleivania i prilipania.* Moscova, Idz. Lesnaia promîșlenosti, 1966.

[3] Adam N. K. *Fizica i himia poverhnostei.* Moscova, Gostehizdat, 1947.

[4] Anastasiu S. *Detergenții și alți agenți activi de suprafață.* București, Editura tehnică, 1959.

[5] Liass A. M. *Bistrotverdeiuscie formovocinte smesi.* Moscova, Izd. Mașinostroenie, 1965.

[6] Dumitrescu D. și Pascalide Th. Revista minelor, nr. 9, 1963, p. 403.

[7] Putilova N. I. *Lucrări practice de chimie coloidală.* București, Editura tehnică, 1964, p. 118.

[8] Kuzneţov V. D. *Poverhnostnaia energhia tverdih el.* Moscova, GITTL, 1954, p. 154.

[9] Mc Laren. Paper Trade Journal 19, 1947, p. 96.

[10] Boutaric A. și Boujard F. *Comptes rendues.* Acad. Agricole France, nr. 2, 1964, p. 95.

[11] Petraşcu S. ș.a. Revista de chimie, nr. 2, 1964, p. 95.

[12] Sanos S. și Kinoshita K. Comunicare nr. 24 la Congresul al 34-lea de turnătorie. Paris, octombrie, 1967.

[13] Kei D. *Tabliți fiziceskih i himiceskih postoiannih.* Moscova, Fitmatghiz, 1962.

Controlul calitativ nedistructiv al produselor refractare din şamotă, cu ajutorul vitezei de propagare a ultrasunetelor

Ing. RODICA SZABO
Fabrica de produse refractare „Răsăritul" — Braşov

CZ 666.76:620.179.16

LE CONTRÔLE QUALITATIF NON DESTRUCTIF DES PRODUITS RÉFRACTAIRES DE CHAMOTTE À L'AIDE DE LA VITESSE DE PROPAGATION DES ULTRA-SONS

On présente les essais exécutés sur les briques réfractaires de chamotte afin de déterminer une corrélation entre la vitesse de propagation des ultra-sons et les caractéristiques physiques et mécaniques des produits réfractaires. La vitesse de propagation des utra-sons a été précisée sur des produits de chamotte soumis au pressage demi-sec et selon une direction parallèle à la direction de pressage du produit lors du façonnage.

On a pu ainsi établir expérimentalement un seuil minimum de la vitesse de propagation des ultra-sons, en deçà duquel les produits réfractaires risquent de ne plus corespondre du point de vue qualitatif aux conditions requises. On a déterminé en même temps sur des courbes-étalons la densité apparente, la porosité apparente et la résistance à la compression caractéristiques pour un lot de produits réfractaires, en fonction de la variation de la vitesse de propagation des ultra-sons.

Il est nécessaire qu'on dresse des courbes-étalons différentes pour chaque type de produit établi d'après la surface de pressage, l'épaisseur, la réfractarité et la technologie de fabrication. À cause de certains facteurs dont l'influence ne peut être précisée, la détermination à l'aide de cette méthode des caractéristiques physiques d'un produit réfractaire ne donne pas toujours des résultats satisfaisants. Ces résultats sont obtenus en établissant les caractéristiques moyennes d'un lot de produits réfractaires par des déterminations effectuées sur un groupe moyen de 20—25 produits environ.

NON-DESTRUCTIVE QUALITATIVE CONTROL OF FIRE-CLAY REFRACTORIES BY MEANS OF ULTRASONIC PROPAGATION SPEED

The paper presents tests performed on fire-clay refractory bricks, in view to establish a relationship beween ultrasonic propagation speed and physico-chemical characteristics of refractory products. Ultrasonic speed was determined on half-wet pressed fire-clay refractories, propagation being parallel to pressing direction during moulding.

Due to obtained results, a minimum propagation level could be established experimentally, beyond which refractories run the risk of not meeting anymore qualitative requirements within certain percentual limits. At the same time, apparent density, apparent porosity and crushing strength — specific to a certain lot of refractory products — were established by standard curve reading, function of ultrasonic propagation speed change.

To obtain a satisfactory accuracy of characteristics determination, it is necessary to establish different standard curves for each sort of product, based on its different pressing surface, thickness, refractoriness and manufacturing technology. Due to an influence, which can not be emphasized, of certain factors, estimation of physical characteristics for a single refractory product, by this method, does not lead to satisfactory results. More accurate results are obtained for a lot of refractory products by estimating mean values on 20—25 test pieces.

Controlul calitativ nedistructiv al produselor refractare prezintă importanţă din următoarele motive : determinarea este rapidă şi nedistructivă, comparativ cu determinările clasice ; se pot face determinări pe mai multe probe, caracteristicile medii ale unui lot fiind exprimate mai concludent.

Din literatura consultată reiese că s-au făcut o serie de studii referitoare la posibilitatea aplicării variaţiei vitezei de propagare a ultrasunetelor atît la produsele ceramice, cît şi la cele refractare, studii axate pe două direcţii :

— stabilirea unor corelaţii între viteza de propagare a ultrasunetelor şi caracteristicile fizice şi mecanice determinate în mod curent la produsele refractare (capacitate de absorbţie a apei, porozitate aparentă, densitate aparentă, rezistenţă la compresiune etc.) şi stabilirea unei viteze minime de propagare a ultrasunetelor corespunzînd unui nivel de calitate minim sub care nu se poate coborî fără riscuri la produsele semifabricate (nearse) ;

— studiul posibilităţii determinării defectelor de structură prin interpretarea diferenţe-

lor dintre vitezele de propagare a ultrasunetelor superioare erorilor de determinare.

Controlul nedistructiv utilizînd viteza de propagare a ultrasunetelor s-a aplicat în industria materialelor de construcţii în special la betoane (1), (2), (3) şi la o serie de produse ceramice (4) şi refractare (5), (6), (7), (8), (9), (10), (11). Interpretarea rezultatelor este destul de dificilă, datorită diferitelor influenţe mai mult sau mai puţin controlabile care modifică viteza de propagare a ultrasunetelor.

Executarea experimentărilor. La fabrica „Răsăritul" din Braşov se execută produse refractare din şamotă de uz general, pentru oale de turnat oţel, caupere, cazane cu abur etc.

În depozitul de produse finite, cărămizile refractare sînt depozitate pe loturi. În vederea experimentărilor, dintr-un lot de circa 20—30 t s-a luat, conform STAS 133-61, o probă medie de opt cărămizi care s-au supus controlului cu ultrasunete. Pentru întocmirea diagramelor viteză ultrasunete — caracteristici fizico-mecanice, s-au luat în considerare numai produsele omogene, adică produsele care în patru puncte diferite nu prezentau nici o variaţie a vitezei de propagare a ultrasunetelor. Determinările prin metodele clasice s-au făcut pe epruvete cilindrice cu diametrul şi înălţimea de 50 mm, prelevate din porţiunea cărămizii pe care s-a făcut o măsurare de viteză. Măsurarea vitezei de propagare a ultrasunetelor s-a făcut pe direcţia paralelă cu direcţia de presare a produselor.

Aparatură utilizată. Denumirea vitezei de propagare a ultrasunetelor prin produsele refractare s-a făcut cu un betonoscop tip B I—8—R—U, specific controlului nedistructiv al betoanelor, în special pentru aprecierea rezistenţei la compresiune. Frecvenţa utilizată a fost de 500 kHz, indicată pentru grosimi ale betonului sub 0,5 m. Timpul de propagare a ultrasunetelor s-a citit pe scala ecranului, divizată din două în două microsecunde. Cuplantul utilizat a fost vaselina.

Uzina constructoare apreciază eroarea de determinare a rezistenţei la compresiune a betoanelor la ± 20%.

Eroarea de citire a timpului de propagare a undelor ultrasonore variază între 0,75 şi 1 microsecunde. Raportat la grosimea produselor refractare studiate, care variază între 60 şi 80 mm, şi considerînd că grosimea este măsurată practic fără eroare, rezultă o eroare în determinarea vitezei de propagare a ultrasunetelor de ± 4 — 3,5%

Gruparea produselor analizate în funcţie de tehnologia de fabricaţie. Ţinînd seamă de tehnologia de fabricaţie, produsele de şamotă supuse determinărilor s-au grupat astfel :

— În funcţie de refractaritate şi de conţinutul în alumină.

— În funcţie de componenţi : produse cu minimum 80% degresant şi produse cu degresant sub 80%.

— În funcţie de modul de amestecare a componenţilor : produse cu fracţie granulometrică de şamotă fină şi argilă măcinată în comun (notate în continuare cu A + S) ; produse cu fracţie granulometrică de şamotă fină şi argilă cu atare (notate în continuare cu A).

— În funcţie de presare : produse presate la prese hidraulice ; produse presate la prese cu fricţiune.

— În funcţie de suprafaţa de presare şi de grosimea produsului.

Prezentarea detaliată a determinărilor. Scopul determinărilor efectuate a fost găsirea unei corelaţii între viteza de propagare a ultrasunetelor şi capacitatea de absorbţie a apei, porozitatea aparentă, densitatea aparentă şi rezistenţa la compresiune a produselor refractare de şamotă.

În tabela 1 sînt prezentate caracteristicile tehnologice ale produselor supuse determinării, produse care se fabrică în mod curent şi au ponderea cea mai mare în fabricaţie.

Produsele s-au grupat în modul arătat, în urma observaţiilor făcute în timpul experimentării asupra variaţiei vitezei de propagare

Tabela 1

STAS	Grupa	Conţinut de $Al_2O_3 + TiO_2$, %	Conţinut de degresant, %	Componenţi fracţia fină	Modul de presare	Suprafaţa de presare, cm^2	Grosimea produsului, mm	Nr. de determinări
136—67 2 496—60	1 format N 6	30—34	peste 80%	A	presă cu fricţiune şi hidraulică	circa 300	65	227
1 580—60	2 format OT	28—30	—	A+S	presă cu fricţiune	circa 280	80	103
136—67	3 format K	32—34	—	A	presă cu fricţiune	circa 460	75	32

a ultrasunetelor. Astfel : viteza de propagare a ultrasunetelor nu s-a observat a fi sensibil influențată de presarea produselor deformate identic la presele de fricțiune sau hidraulice, presiunile specifice fiind apropiate ; viteza de propagare a ultrasunetelor nu este influențată de conținutul de (Al_2O_3 + TiO_2) cuprins în limtiele 30 și 34% ; viteza de propagare a ultrasunetelor este influențată de suprafața de presare, de grosimea produsului și de modul de introducere a argilei liant (măcinat în comun cu șamota fină sau ca atare).

În funcție de viteza de propagare a ultrasunetelor, probele s-au grupat în mai multe clase, limitele de viteză ale claselor apreciindu-se în funcție de eroarea de determinare a vitezei de propagare a ultrasunetelor.

În tabelele 2 și 3 sînt indicate aceste clase și valorile medii ale proprietăților fizice (capacitate de absorbție a apei, porozitate și densitate aparentă, rezistență la compresiune) și limitele lor de variație. Limitele destul de largi de variație ale proprietăților fizice în cadrul aceleiași clase de viteză, deși este vorba de produse cu structură individuală omogenă își găsesc explicația în eroarea cu care se determină viteza de propagare a ultrasunetelor și în existența mai multor factori a căror influență nu se poate individualiza cînd este vorba de o producție dispersată, ca diferențele de dozaj ale fracțiunilor granulometrice și ale procentului de liant sau degresant, umiditatea la presare, forța de presare, rețelele de fisuri existente etc.

Produsele din grupa a 3-a, tabela 1, nu s-au prezentat, numărul determinărilor fiind mic în comparație cu celelalte două grupe.

Analizînd rezultatele prezentate în tabelele 2 și 3 se observă existența unei corelații între viteza de propagare a ultrasunetelor și proprietățile fizice ale produselor refractare de șamotă.

Comparînd valorile medii ale capacității de absorbție a apei, ale porozității aparente, ale densității aparente și ale rezistenței la compresiune din tabelele 2 și 3, pentru clase identice de viteze de propagare, apare evidentă și constantă o diferență datorită atît condițiilor tehnologice de fabricație, cît și diferenței de grosime a produselor.

Tabela 2

Clasa	Limita de viteză, m/s	Viteza medie, m/s	Număr determinări	Capacitatea de absorbație, %		Porozitatea aparentă, %		Densitatea aparentă, g/cm³		Rezistența la compresiune, kgf/cm²	
				Valori limită	Media	Valori limită	Media	Valori limită	Media	Valori limită	Media
1	1 600—1 800	1 672	4	9,75—10,82	10,44	19,99—21,64	21,18	2,000—2,060	2,030	219—267	248
2	1 801—2 000	1 903	2	9,76—9,85	9,80	20,11—20,39	20,25	2,060—2,070	2,065	241—246	243
3	2 001—2 200	2 130	4	9,00—10,70	9,58	18,81—21,61	19,70	2,020—2,090	2,059	276—344	296
4	2 201—2 400	2 352	7	7,92—9,63	8,99	16,71—19,74	18,64	2,050—2,111	2,079	219—336	280
5	2 401—2 600	2 527	8	7,33—8,99	8,38	15,79—18,78	17,68	2,080—2,148	2,113	214—381	308
6	2 601—2 800	2 678	14	6,13—9,29	8,09	13,32—18,90	17,05	2,080—2,173	2,108	209—386	285
7	2 801—3 000	2 938	8	6,39—9,08	7,88	13,99—19,34	16,71	2,090—2,190	2,115	240—418	325
8	3 001—3 200	3 126	24	6,24—8,22	7,30	13,48—17,62	15,47	2,085—2,180	2,128	235—464	347
9	3 201—3 400	3 293	42	6,30—7,84	6,90	13,79—16,14	14,82	2,094—2,197	2,147	250—576	418
10	3 401—3 600	3 517	27	5,83—8,67	6,95	12,71—16,07	14,77	2,056—2,182	2,128	261—501	394
11	3 601—3 800	3 685	23	5,92—7,02	6,44	12,67—14,88	13,81	2,079—2,184	2,144	287—532	361
12	3 801—4 000	3 890	26	5,47—7,83	6,50	12,03—16,28	13,97	2,080—2,192	2,153	287—558	444
13	4 001—4 200	4 100	15	5,24—6.46	5,87	11,29—13,89	12,55	2,115—2,177	2,144	313—579	438
14	4 201—4 400	4 292	18	5,09—6,64	5,76	11,22—14,16	12,38	2,111—2,190	2,149	355—626	501
15	4 401—4 600	4 490	5	4,88—6,27	5,29	10,83—13,56	11,53	2,136—2,240	2,185	464—574	554

Tabela 3

Clasa	Limita de viteză, m/s	Viteza medie, m/s	Număr determinări	Capacitatea de absorbție a apei, %		Porozitatea aparentă, %		Densitatea aparentă, g/cm³		Rezistența la compresiune, kgf/cm²	
				Valori limită	Media	Valori limită	Media	Valori limită	Media	Valori limită	Media
6	2 601—2 800	2 757	4	8,67— 9,33	8,97	17,11—19,13	18,09	2,050—2,089	2,073	282—365	302
7	2 801—3 000	2 919	8	7,13—10,10	8,47	14,34—20,78	17,66	2,057—2,151	2,103	245—402	327
8	3 001—3 200	3 100	7	7,42—9,35	7,76	15,87—19,42	17,28	2,077—2,139	2,110	339—459	379
9	3 201—3 400	3 313	11	6,28—8,48	7,54	13,57—17,76	15,92	2,081—2,161	2,116	234—407	409
10	3 401—3 600	3 529	14	5,45—7,76	6,75	11,71—16,47	14,35	2,090—2,160	2,138	364—563	488
11	3 601—3 800	3 709	14	5,38—7,69	6,42	11,77—16,42	13,76	2,097—2,196	2,142	321—689	482
12	3 801—4 000	3 873	20	5,59—8,24	6,87	12,24—17,13	14,60	2,091—2,190	2,127	303—569	458
13	4 001—4 200	4 121	12	5,31—7,10	6,33	11,52—15,05	13,51	2,093—2,190	2,148	418—595	490
14	4 201—4 400	4 272	5	5,10—6,53	5,39	11,23—13,78	11,69	2,111—2,211	2,168	486—658	624
15	4 401—4 600	4 508	6	4,59—6,12	5,18	10,15—13,22	11,32	2,150—2,211	2,183	574—798	675
16	4 601—4 800	4 705	2	4,33—6,37	5,45	9,61—13,87	11,89	2,170—2,190	2,182	650—678	660

Stabilirea experimentală a unei viteze minime de propagare a ultrasunetelor corespunzătoare pragului inferior de calitate al unui produs. Determinările prezentate indică posibilitatea stabilirii unei viteze minime de propagare a ultrasunetelor sub care produsele refractare nu mai corespund calitativ standardelor în vigoare. Caracteristicile calitative limită din standardele pentru produsele cu pondere mare în fabricație sînt arătate în tabela 4.

În tabelele 5 și 6 sînt prezentate, pentru cele două grupe de produse analizate, procentajele produselor cu caracteristici fizice în afara valorilor admise de STAS 136—67, 2496—67 și 1580—65.

În tabela 5 se prezintă procentajul cărămizilor N 6 (tabela 1) cu caracteristici fizice în afara valorilor admise de standarde (nr. total de determinări 311), iar în tabela 6, procentajul cărămizilor OT (tabela 1) cu caracteristici fizice în afara valorilor admise de standarde (număr total de determinări 111).

Tabela 4

STAS	Denumirea standardului	Calitatea produsului	Porozitatea aparentă, % max.	Densitatea aparentă, g/cm³ min.	Rezistența la compresiune, kgf/cm², min.
136—67	Produse refractare de șamotă de uz general	RC 73	22	2,00	300
		RC 71	22	2,00	300
		RC 69	22	2,00	250
2 496—61	Cărămizi de șamotă pentru cazane stabile de abur	RC 73*	22	—	200
		RC 71*	24	—	200
1 580—65	Produse refractare silico-aluminoase pentru oala de turnare a oțelului	RC 71	18	2,08	300
		RB 71	20	2,08	250
		RB 69	17	2,08	350

La determinarea rezistenței la compresiune se menționează o observație: după indicațiile STAS 126—64 această determinare se execută pe șase epruvete. Din cele șase rezultate individuale se elimină două avînd valorile cele mai mici, media aritmetrică a celorlalte patru

Tabela 5

Viteza ultrasunetelor, m/s	Nr. determinărilor	STAS 136-67				STAS 2 496-61	
		Porozitatea aparentă, %	Densitatea aparentă, g/cm³	Rezistența la compresiune, kgf/cm²		Porozitatea aparentă, %	Rezistența la compresiune, kgf/cm²
				RC 69	RC 71 RC 73		
Valori-limită		maxim. 22	min. 2,00	min. 250	min. 300	max. 22	min. 200
⩽ 2 200	13	7,7	7,7	38,5	92,3	7,7	7,7
2 201 — 2 400	12	0	0	41,7	66,0	0	0
2 401 — 2 600	9	0	0	11,1	33,3	0	0
2 601 — 2 800	10	0	0	21,0	52,6	0	0
2 801 — 3 000	13	0	0	0	23,1	0	0
3 001 — 3 200	33	0	0	9,1	21,2	0	0
3 201 — 3 400	51	0	0	0	7,8	0	0
3 401 — 3 600	36	0	0	5,5	13,9	0	0
3 601 — 3 800	39	0	0	2,5	7,7	0	0
3 801 — 4 000	42	0	0	0	2,4	0	0
⩾4 001	44	0	0	0	2,3	0	0

Tabela 6

Viteza ultrasunetelor, m/s	Nr. determinărilor	STAS 1580 — 65						
		Porozitatea aparentă, %			Densitatea aparentă, g/cm³	Rezistența la compresiune		
		RC 71	RB 71	RB 69		RC 71	RB 71	RB 69
Valori limită	max.	max. 18	max. 20	max. 17	min. 2,08	min. 300	min. 250	min. 350
⩽ 3 000	12	50,0	16,7	33,3	25,0	58,5	33,3	66,6
3 001 — 3 200	7	14,2	0	42,8	0	14,2	0	28,5
3 201 — 3 400	15	6,6	0	20,0	6,6	26,6	6,6	46,6
3 401 — 3 600	14	0	0	0	0	7,1	0	7,1
3 600 — 3 800	15	0	0	0	0	6,6	6,6	26,6
3 800 — 4 000	22	0	0	0	0	4,5	0	13,6
4 001 — 4 200	12	0	0	0	0	0	0	0
⩾4 201	14	0	0	0	0	0	0	0

constituind rezultatul determinării. Luînd în considerare eliminarea a 33,3% din valorile necorespunzătoare ale rezistențelor la compresiune, se pot stabili, în mod experimental, următoarele viteze minime de propagare a ultrasunetelor pentru diferite cărămizi refractare :

STAS 136—67	RC 69	2 400 m/s
	RC 71	2 800 m/s
	RC 73	2 800 m/s
STAS 2496—60	RC 73*	2 200 m/s
	RC 71*	2 200 m/s
STAS 1580—65	RC 71	3 400 m/s
	RB 71	3 000 m/s
	RB 69	3 400 m/s

Posibilitatea determinării, cu ajutorul vitezei de propagare a ultrasunetelor, a valorilor unor proprietăți fizice ale produselor refractare apropiate de valorile reale. Din analiza rezultatelor prezentate în tabelele 2 și 3 se observă variația proporțională a caracteristicilor fizice cu viteza

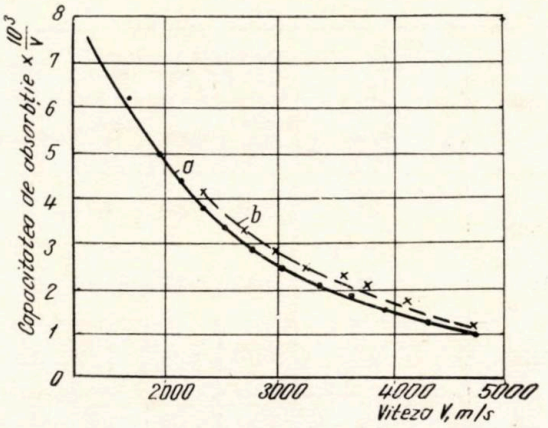


Fig. 1. Variația capacității de absorbție a apei în funcție de viteza de propagare a ultrasunetelor :

a — cărămizi format N6 ; *b* — cărămizi format OT.

de propagare a ultrasunetelor. S-au încercat mai multe moduri de reprezentare grafică din care să se deducă, în mod direct, valorile proprietăţilor fizice de mai sus.

Cele mai bune rezultate le-a dat reprezentarea grafică a valorilor medii factorizate (ale capacităţii de absorbţie a apei, ale porozităţii şi densităţii aparente), împărţite prin viteza medie de propagare a ultrasunetelor caracteristice fiecărei clase de viteză, în funcţie de viteza de propagare a ultrasunetelor (fig. 1, 2 şi 3). Excepţie face rezistenţa la compresiune, la care cele mai bune rezultate le-a dat reprezentarea în funcţie de viteza de propagare a ultrasunetelor (fig. 4).

Existenţa erorilor de determinare a vitezei de propagare a ultrasunetelor şi a factorilor amintiţi, a căror influenţă nu se poate individualiza, nu face posibilă întotdeauna determinarea cu precizie a caracteristicilor fizice ale unui produs refractar individual. Rezultate bune au dat determinările caracteristicilor unui lot de produse pe o probă medie de 24 cărămizi, probă medie luată în conformitate cu STAS 133—61.

Verificarea exactităţii determinărilor citite pe curbele grafice, în comparaţie cu determinările clasice, s-a făcut în decursul unei perioade de cîteva luni, pentru a stabili corectitudinea me-

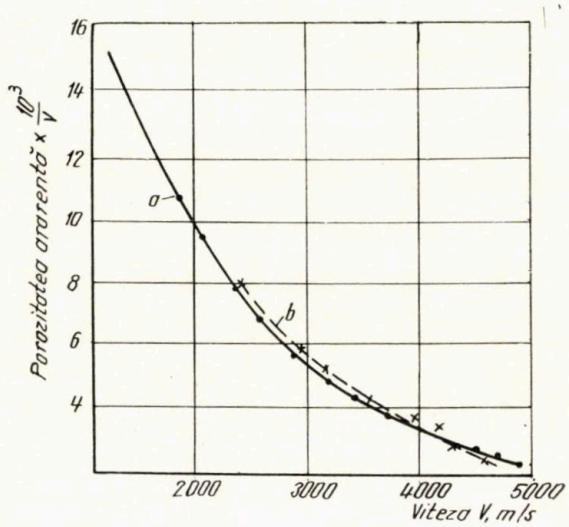


Fig. 2. Variaţia porozităţii aparente în funcţie de viteza de propagare a ultrasunetelor : *a* — cărămizi format N6 ; *b* — cărămizi format OT.

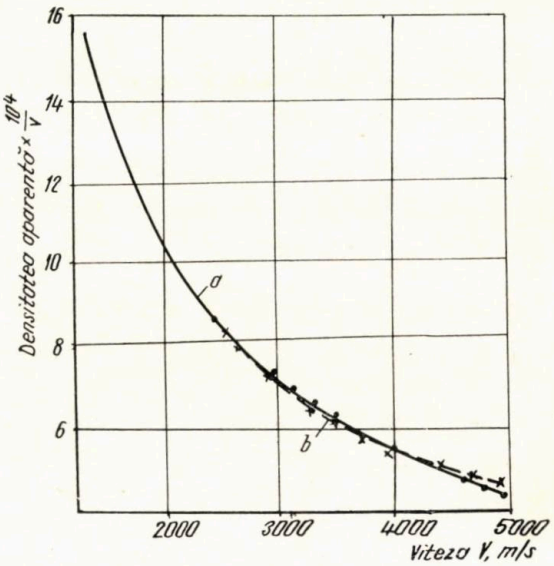


Fig. 3. Variaţia densităţii aparente în funcţie de viteza de propagare a ultrasunetelor : *a* — cărămizi format N6 ; *b* — cărămizi format OT.

Tabela 7

Data	Număr de determinări / Metoda de determinare	Capacitatea de absorbţie a apei medie, %			Porozitatea aparentă medie, %			Densitatea aparentă medie, g/cm³			Rezistenţa la compresiune medie, kgf/cm²		
		betonoscop	clasică	abatere, %	betonoscop	clasică	abatere, %	betonoscop	clasică	abatere, %	betonoscop	clasică	abatere, %
20 I 1968	24	7,41	7,09	+4,5	15,76	15,56	+1,2	2,109	2,143	−1,6	395	388	+1,8
6 II 1968	24	7,15	6,87	+4,0	15,15	14,68	+3,2	2,117	2,138	−1,0	364	365	0
11 III 1968	23	6,15	6,44	−4,6	13,78	13,49	−2,1	2,137	2,131	+0,2	423	423	0
26 III 1968	24	6,55	6,66	−1,7	14,27	14,21	+0,4	2,128	2,138	−0,5	380	405	−6,2
10 IV 1968	24	6,58	6,85	−4,0	14,32	14,57	−1,8	2,127	2,135	−0,4	375	387	−3,2

todei și în cazul unei producții dispersate. În tabela 7 sînt arătate abaterile metodei de determinare a caracteristicilor prin ultrasunete față de metoda clasică.

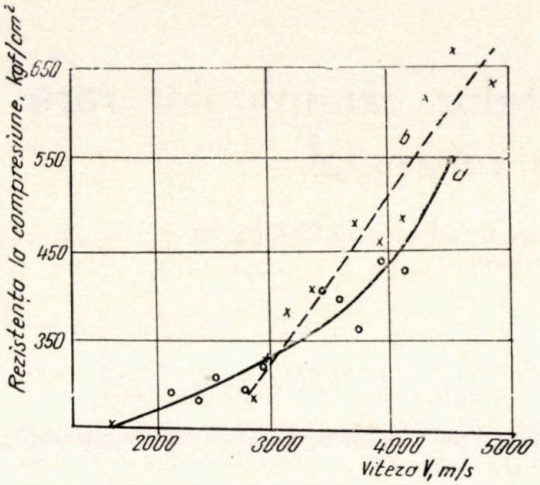


Fig. 4. Variația rezistenței la compresiune în funcție de viteza de propagare a ultrasunetelor :
a — cărămizi format N6 ; *b* — cărămizi format OT.

Concluzii.

Din experimentările efectuate s-a ajuns la următoarele concluzii :

— Se confirmă existența unei corelații între viteza de propagare a ultrasunetelor și unele caracteristici fizice determinate în mod curent pentru produsele refractare (densitate aparentă, porozitate aparentă și rezistență la compresiune).

— Există posibilitatea stabilirii experimentale a unui prag de viteză de propagare a ultrasunetelor sub care produsele refractare riscă să nu mai corespundă calitativ în anumite limite procentuale.

— Prezența stratificărilor și a fisurilor nu se observă din variația vitezei de propagare a ultransunetelor, ci din atenuarea acestora. Această determinare nu s-a putut realiza la aparatul avut la dispoziție, acesta nefiind echipat corespunzător. Un observator experimentat își poate da seama de aceste defecte interioare ale cărămizii, prin observarea variației amplitudinii ultrasunetelor la recepție.

— Viteza de propagare a ultrasunetelor în același produs este diferită în funcție de direcția pe care este măsurată, adică pe o direcție paralelă sau perpendiculară pe direcția de presare a produsului la fasonare.

— Pentru o precizie mulțumitoare de determinare a caracteristicilor este necesar ca pentru fiecare tip de produs caracterizat prin suprafață de presare, grosime și tehnologie de fabricație diferite să fie întocmite curbe etalon diferite.

— Din cauza variației, chiar în limite restrînse, a diferiților factori tehnologici ca : granulometria și procentul de liant-degresant, umiditatea la presare, forța de presare etc., determinarea prin această metodă a caracteristicilor unui produs individual nu dă rezultate mulțumitoare în toate cazurile.

— Rezultate mulțumitoare se obțin la stabilirea caracteristicilor medii ale unui lot de produse refractare, prin determinări făcute pe circa 20 — 25 produse (probă medie).

— Determinarea caracteristicilor fizice prin metoda cu ultrasunete are avantajul unei rapidități mari, al unui număr mare de produse cercetare și al recuperării produselor supuse încercării.

În întreprinderea „Răsăritul" — Brașov se determină în mod curent caracteristicile loturilor de produse refractare din variația vitezei de propagare a ultrasunetelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Flăcăoaru I., Negoiță C. și Bernarth A. *Măsuri și control cu ultrasunete.* București, Editura tehnică, 1959.

[2] Wacinstock I. S. *Ultrasunetele și utilizarea lor în construcția de mașini.* București, Editura tehnică, 1959.

[3] Crumăzescu M. *Ultrasunetul în acțiune.* București, Editura științifică, 1964.

[4] Aveline M. și Pagano M. *Application des ultrassons au contrôle des carreaux de grès en cours de fabrication.* L'industrie céramique, oct. 1965, p. 732—736.

[5] Probst R. Über die *Möglichkeit des Einsatzes der Schallprüfung im Betrieb.* Berichte der Deutschen Keramischen Geselltschaft, iunie 1966, 43, nr. 6, p. 463.

[6] Lécrivain L. *Anwendung von Ultraschall in einem Forschungs und Prüflaboratorium.* Berichte der Deutschen Keramischen Gesellschaft, iunie 1966, 43, nr. 6, p. 404—411.

[7] Cuyot P. și Frison E. *Qualitätskontrolle mit Ultraschall in einem Feuerfestwerk Möglichkeiten, Wege und Ziele.* Berichte der Deutschen Keramischen Gesellschaft, iunie 1966, 43, nr. 6, p. 412—420.

[8] Kaines C. J., Preece K. N. și Saunders J. *Entwicklungen auf dam Gebiet der zerstörungsfreien Materialprüfung feuerfester Erzeugnisse.* Berichte der Deutschen Keramischen Gesellschaft, iunie 1966, 43, nr. 6, p. 447—451.

[9] Wohlleben K. și Konopicky K. *Zerstörungsfreie Materialprüfung von Modellsteinen mit Hilfe von Schallverfahren und Röntgendurchleuchtungen.* Bericthe der Deutschen Keramischen Gesellschaft, iunie 1966, 43, nr. 6, p. 423—435.

[10] Jurdvlava Z. K., Gubko, Bluvstein. *Aplicarea metodelor ultrasonice statistice la controlul calității produselor.* Ogneuporî, aprilie 1966, 31, nr. 4, p. 5—7.

[11] Deplus C. *Méthodes d'auscultation dynamique appliquées au contrôle de qualité des produits réfractaires.* L'Industrie céramique, mai 1957, nr. 486 p. 162—175.

Determinarea sumei elementelor pămînturilor rare şi a ceriului din mişmetal

Chim. MARGARETA MORAIT şi chim. ERICA MUSTĂCESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.85/.86 : 543.062

LA DÉTERMINATION DE LA SOMME DES ÉLÉMENTS DES TERRES RARES ET DU CÉRIUM DANS LE MICHMETALSCH

L'article se rapporte à l'aspect analytique des éléments des terres rares utilisées dans la sidérurgie en vue d'améliorer la qualité du métal.

On présente deux méthodes pour la détermination de la somme des éléments des terres rares : une méthode gravimétrique basée sur la détermination de la somme des éléments des terres rares sous forme d'oxydes, l'érreur relative maximum étant de 3,85%; une méthode complexométrique quti tient compte des oxydes des éléments des terres rares e qui emploie le titrage EDTA — Na_2 l'érreur relative maximum étant de 1,50%.

On expose pareillement deux méthodes pour la détermination du cerium : une méthode gravimétrique basée sur la séparation du cérium sous forme d'iodate de cérium et le dosage de ce dernier tel quel ou comme oxyde ; une méthode volumétrique basée sur la réaction de réduction du cérium tétravalent avec le sulfate ferreux dans la présence de l'indicateur ferroin.

Dans les deux cas les erreurs relatives maxima sont de 2,80% et de 2,90% respectivement.

Ces méthodes peuvent être utilisées dans n'importe quel laboratoire d'analyse des produits métallurgiques.

ESTIMATION OF TOTAL RARE EARTH AND CERIUM AMOUNT IN MIXED METAL

The paper investigates analytical aspects regarding rare earth utilized in siderurgy for steel quality improvement, namely questions related to mixed-metal analyse.

Two methods for total amount of rare earth estimation are presented : a gravimetric method — based on rare earth summation as oxides (maximal relative error 3.85%), and a complexometric method — starting from rare-earth oxides, utilizing titration with EDTA — Na_2 (maximal relative error 1.5%).

Two methods for cerium amount estimation are presented as well : a gravimetric method — based on cerium separation as cerium iodate followed by dosage either as such or as oxide, and a volumetric method utilizing reduction of tetravalent cerium by ferrous sulphate in presence of ferroin indicator. In both cases maximal relative errors of 2.80%, respectively 2.9%, were obtained.

Decribed methods may be applied by any laboratory performing metallurgical analyses.

Una din căile de ameliorare a proprietăţilor fizico-mecanice ale oţelului este alierea cu o gamă largă de elemente, printre care şi elementele pămînturilor rare.

Adaosurile se introduc sub formă de oxizi, feroceriu şi, cel mai frecvent, ca mişmetal în care predomină ceriul şi lantanul, compoziţia acestuia fiind de exemplu : ~ 52% Ce ; ~ 49% Σ(La, Pr, Nd) ; 1% Sm sau ~ 45% Ce ; 35% Σ(La, Pr, Nd) ; ~ 20% Σ(Sm, Er, Gd, Y).

Cercetările privind elaborarea oţelurilor aliate cu elemente ale pămînturilor rare au creat necesitatea determinării cantitative a acestor elemente din materia primă şi produsul finit.

Din punct de vedere analitic, problema elementelor pămînturilor rare prezintă aspecte multiple şi deosebit de dificile, legate de separarea şi de determinarea acestora, datorită în primul rînd proprietăţilor fizice şi chimice foarte asemănătoare.

Analiza mişmetalului comportă în linii mari trei etape principale : separarea elementelor pămînturilor rare de celelalte elemente însoţitoare ; separarea lor individuală ; determinarea propriu-zisă.

Separarea şi determinarea sumei elementelor pămînturilor rare. Proprietăţile chimice foarte asemănătoare ale elementelor pămînturilor rare fac posibilă separarea lor, ca grupă, de majoritatea elementelor însoţitoare. Se folosesc mai des, în acest scop, următoarele procedee :

— precipitarea elementelor pămînturilor rare sub formă de hidroxizi la $pH = 6 - 8{,}5$, pentru separarea de elementele puternic bazice (metale alcaline, alcalino-pămîntoase, precum şi de zinc, nichel, cupru, argint, cobalt) [1], [2]. Este indicată folosirea hidroxidului de amoniu şi nu a hidroxizilor alcalini care pot coprecipita săruri alcaline ;

— precipitarea elementelor pămînturilor rare sub formă de oxalaţi insolubili în acizi minerali diluaţi permite separarea lor de aproape toate celelalte elemente, cu excepţia toriului, uraniului tetravalent şi a calciului. În prezenţa

cantităţilor mari de fier sau de uraniu, precipitarea oxalaţilor este completă numai în cazul unui exces de acid oxalic, suficient pentru a complexa fierul şi uraniul. Se evită utilizarea oxalaţilor alcalini ca agenţi de precipitare, deoarece au tendinţa de a forma oxalaţi dubli insolubili cu pămînturile cerice; cu pămînturile itrice dau naştere la complecşi solubili, ducînd în ambele cazuri la rezultate eronate [1], [2]. Mediul de precipitare variază de la autori la autori, unii preferînd acidul clorhidric [1], [4], [5], alţii acidul azotic [2], [6]. Pentru obţinerea unui precipitat foarte pur, se preconizează precipitarea din „soluţii omogene", care constă în generarea acidului oxalic în soluţia respectivă [1], [3], [5];

— precipitarea elementelor pămînturilor rare ca fluoruri insolubile, cu acid fluorhidric în soluţii acide, pentru separarea lor de titan, zirconiu, hafniu, niobiu, tantal, uraniu şi wolfram.

După separare, suma elementelor pămînturilor rare se poate determina pe cale gravimetrică sau volumetrică.

Metodele gravimetrice constau în calcinarea precipitatelor de hidroxizi sau oxalaţi ai elementelor pămînturilor rare, la oxizi. Dacă separarea s-a făcut sub formă de fluoruri, se impune transformarea prealabilă a acestora în oxalaţi sau hidroxizi. În cazul calcinării hidroxizilor, se obţin de obicei valori mai mari decît cele reale; de aceea se recomandă, ca punct de plecare, precipitatul de oxalaţi. În urma calcinării rezultă sesquioxizii respectivi, excepţie făcînd ceriul, praseodimul şi terbiul, care formează oxizi mai bogaţi în oxigen [1], [2], [4], [5], [6].

Dintre metodele volumetrice, mai cunoscute sînt cele complexometrice; se folosesc mai rar metodele cu titrare oxidimetrică, directă sau indirectă. Metodele complexometrice se bazează pe formarea complecşilor stabili între EDTA — sare disodică şi elementele pămînturilor rare, la un *p*H bine stabilit. Sfîrşitul reacţiei este marcat de indicatori ca: negru eriocrom, torin, PAN, xilenol-oranj etc., în funcţie de metalul dozat [1], [2], [4], [6].

În cadrul cercetărilor proprii privind determinarea sumei elementelor pămînturilor rare din mişmetal, încercările s-au făcut pe probe sintetice şi de mişmetal, cu compoziţia indicată în tabela 1.

Tabela 1

Elementul, mg	Probe sintetice		Mişmetal (conform certificat)
	A	B	
Ce	15,00	45,00	50—51 %
La	8,92	26,76	
Pr	2,00	6,00	
Nd	5,00	15,00	
Sm	1,00	3,00	
Total E.p.r.	31,92	95,76	98 %

După dezagregarea umedă a materialului s-au efectuat separări ale elementelor pămînturilor rare în mai multe variante: ca hidroxizi, ca oxalaţi, ca hidroxizi şi oxalaţi succesiv şi prin precipitări alternative de hidroxizi şi oxalaţi. Rezultatele obţinute au dus la selecţionarea ultimei variante. Precipitarea ca hidroxizi s-a făcut cu hidroxid de amoniu, în exces, în prezenţă de perhidrol. Precipitarea oxalaţilor s-a efectuat în mediu de acid azotic 5%, cu soluţie saturată de acid oxalic, la rece, sub agitare. Oxalaţii au fost calcinaţi la 850°C la oxizi.

În continuare determinarea sumei s-a efectuat prin două metode: gravimetrică, pe baza cîntăririi oxizilor obţinuţi; complexometrică, prin dizolvarea în acid azotic a oxizilor şi titrare cu EDTA — sare disodică, în prezenţă de xilenol-oranj drept indicator, la *p*H 5,3 — — 5,4. Încercările de a efectua determinările complexometrice direct prin solubilizarea oxalaţilor nu au dus la rezultate satisfăcătoare. De menţionat că, în cazul acestei ultime metode, se poate renunţa la precipitări succesive, alternative, fiind suficientă o singură precipitare de hidroxizi şi oxalaţi.

Rezultatele obţinute la determinarea sumei elementelor pămînturilor rare sînt prezentate în tabelele 2 şi 3.

Tabela 2

Proba	Metoda gravimetrică			Metoda complexometrică		
	Ceriu găsit, mg	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %	Ceriu găsit, mg	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %
A	31,90	−0,02	0,06	30,75	−1,19	3,72
31,92 mg	32,80	+0,88	2,75	31,45	−0,47	1,47
	33,25	+1,33	4,16	32,16	+0,24	0,75
	33,43	+1,51	4,73	33,55	+1,63	5,10
B	91,00	−4,71	5,20	96,40	+0,69	0,71
95,71 mg	97,00	+1,29	1,04	95,92	+0,21	0,11
	92,00	−3,77	4,16	96,00	+0,29	0,30
	96,61	+0,90	0,63	97,05	+1,34	1,38
	96,47	+0,76	0,49	95,90	+0,19	0,19
	96,66	+0,95	0,68	95,70	−0,01	0,01
	96,00	+0,20	0	96,83	−1,12	1,15

Tabela 3

Mişmetal 98% E.p.r.	Metoda gravimetrică			Metoda complexometrică		
	Sumă E.p.r., %	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %	Sumă E.p.r., %	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %
1	96,49	−1,51	1,54	96,50	−1,50	1,50
2	94,42	−3,58	3,65	96,70	−1,30	1,32
3	98,91	+0,91	0,92	96,90	−1,10	1,12
4	98,31	+0,31	0,31	97,60	−0,40	0,40
5	98,66	+0,66	0,65	97,85	−0,15	0,15
6	98,42	+0,42	0,42	98,00	0	0
7	98,69	+0,69	0,70	97,40	−0,60	0,61
8	98,19	+0,19	0,19	97,82	−0,18	0,18
9	97,99	−0,01	0,01	98,12	+0,30	0,30
10	96,89	−1,11	1,13	98,30	+0,12	0,12

Ambele metode, fiind asemănătoare ca precizie și durată, pot fi aplicate separat, în funcție de posibilități, sau în paralel pentru control.

Separarea și deteminarea ceriului. La baza numeroaselor metode de separare cunoscute pentru determinarea ceriului stau proprietățile chimice caracteristice, care îl deosebesc de celelalte elemente ale grupei: în stare tetravalentă formează combinații stabile în soluție apoasă; are bazicitate mai scăzută, dînd naștere la compuși de hidroliză; formează fosfați și iodați insolubili. Aceste caracteristici au constituit baza pentru numeroasele metode de separare prin hidroliză, prin precipitare, prin extracții cu solvenți organici, schimbători de ioni, indicate în literatură. Dintre metodele de precipitare, cea mai frecvent întîlnită constă în precipitarea în soluție azotică a ceriului — oxidat în prealabil la valența patru cu bromat de potasiu — sub formă de iodat de ceriu insolubil.

Pentru determinarea ceriului, literatura de specialitate recomandă metodele gravimetrice și volumetrice.

Metodele gravimetrice au ca punct de plecare precipitatul de iodat obținut la separarea ceriului. În continuare, determinarea poate fi efectuată prin una din următoarele variante:

a. Uscarea precipitatului la 90 — 95°C și determinarea ceriului sub formă de iodat [7];

b. Calcinarea iodatului de ceriu la 900°C și dozarea lui ca CeO_2 [1];

c. Dizolvarea iodatului, precipitarea ceriului ca oxalat și calcinarea acestuia la CeO_2 [1], [2], [5].

În cazul determinării volumetrice nu este necesară separarea ceriului de celelalte elemente ale pămînturilor rare, fiind posibilă o dozare directă, printr-o metodă de oxido-reducere [1].

Experimentările proprii au cuprins atît metoda gravimetrică, cu cele trei variante, cît și metoda volumetrică, menționată mai sus.

În cazul determinării gravimetrice, punctul de plecare îl constituie oxizii elementelor pămînturilor rare (obținuți în modul arătat la determinarea sumei elementelor pămînturilor rare). În urma dizolvării acestora și a separării ceriului, sub formă de iodat, de celelalte elemente ale grupei, determinarea propriu-zisă s-a făcut folosind variantele descrise.

În vederea determinării volumetrice, după solubilizarea prealabilă a materialului, ceriul a fost oxidat cu persulfat de amoniu în prezența azotatului de argint, iar apoi redus cu sulfat feros, folosind ca indicator ferroin.

Rezultatele încercărilor se găsesc în tabelele 4 și 5.

Tabela 4

Proba B 45 mg Ce	Metoda gravimetrică				Metoda volumetrică		
	Ceriu găsit, mg	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %	Varianta	Ceriu găsit, mg	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %
1	45	0	0	a	46	+1,0	2,22
2	44	−1,00	2,22	a	45	0	0
3	46	+1,00	2,22	a	46	+1,00	2,22
4	45	0	0	a	46	+1,00	2,22
5	46	+1,00	2,22	b	44	−1,00	2,22
6	47	+2,00	4,44	b	46	+1,00	2,22
7	45	0	0	b	45	0	0
8	47	+2,00	4,44	c	47	+2,00	4,44
9	46	+1,00	2,22	c	45	0	0
10	45	0	0	c	47	+2,00	4,44

Tabela 5

Mișmetal 50% Ce	Metoda gravimetrică			Metoda volumetrică			
	Ce, %	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %	Varianta	Ceriu, %	Eroare absolută, %	Eroare relativă, %
1	48,87	−1,13	2,26	a	51,27	+1,27	2,54
2	50,35	+0,35	0,70	a	49,07	−0,93	1,86
3	50,39	+0,39	0,78	a	48,60	−1,40	2,80
4	51,45	+1,45	2,90	a	50,08	+0,08	0,10
5	49,72	−0,28	0,56	a	49,98	−0,02	0,04
6	50,98	+0,98	1,96	a	49,25	−0,75	1,50
7	48,52	−1,48	2,96	a	50,01	+0,01	0,02
8	49,60	−0,40	0,80	a	48,65	−1,35	2,70
9	50,25	+0,25	0,50	a	50,17	+0,17	0,30
10	50,62	+0,62	1,24	a	49,85	−0,05	0,10

Din datele prezentate reiese că cele trei variante ale metodei gravimetrice nu diferă ca precizie și reproductibilitate, însă varianta *a* este mai rapidă și, de aceea, a fost preferată pentru determinările ulterioare pe mișmetal.

Examinînd comparativ cele două metode, se ajunge la concluzia că ele sînt asemănătoare, eroarea relativă maximă de 2,9%, respectiv 2,8%, putînd fi considerată satisfăcătoare. Metoda volumetrică însă are avantajul unei durate mult mai reduse.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wilson C. L. și Wilson D. W. *Comprehensive Analytical Chemistry*, vol. 1 c. Amsterdam, Londra, New—York, Princeton Elsevier Publishing Company, 1962, p. 442—472; 477—488.

[2] Vickery D. R. C. *Analytical Chemistry of the Rare Earths*. Vol. 3. Oxford, New—York, Paris, Pergamon Press, 1961, p. 35—53; 58 — 62; 64 — 79.

[3] Carron M. K., Skinner D. L. și Stevens R. E. *Redkozemelnie metali pod redactiei*. L. N. Komisarovoi. Moscova. Izdatelstvo, Inostrannoi literaturî, 1957, p. 347—353.

[4] * * * *Handbuch für das Eisenhüttenlaboratorium*, vol. 2, 1966, Düsseldorf, Verlag Stahleisen, M.B.H., p. 256 — — 259.

[5] Schoeller W. R. și Powell A. R. *The analysis of Minerals and Ores of the rares elements*. Charles Griffin and Company Limited, Londra 1955, p. 98—105.

[6] Vinogradov A. P. și Riabcicov D. I. *Metodi opredelenia i analiza redkih elementov*. Moscova, Izdatelstvo Akademii Nauk S.S.S.R., 1961, p. 156—164; 170—171.

[7] Eremicev V. V., Nicolaeva N. N. și Kuzmina R. P. *Redkozemelnie elementi v staliah i splavah*. Moscova, 1959 p. 26—28.

Metodă rapidă de determinare a azotatului în băile de brunare

Ing. E. TIRUȚĂ
Uzina mecanică — Cugir

CZ 621.357.9

MÉTHODE RAPIDE POUR LA DÉTERMINATION DE L'AZOTATE DANS LES BAINS DE BRUNISSAGE

On a mis au point une méthode rapide pour la détermination de l'azotate dans les bains de brunissage à composition complexe (azotites et oxydants).

La méthode consiste dans l'élaboration de la solution par une cuisson avec sulfate ferreux et un retitrage avec permanganate afin d'éliminer l'influence des oxydants, des réducteurs et de l'azotite. L'influence de l'oxydation supplémentaire du sulfate ferreux causée par l'oxygène qui se trouve dans l'air est éliminée en effectuant une épreuve-témoin.

La rapidité de la méthode et les résultats recommandent son extension dans les entreprises.

QUICK METHOD FOR NITRATE DOSAGE IN BROWNING BATHS

A quick method for nitrate dosage in complex browning baths containing nitrites and other oxidizing agents is developed.

The method consists in treating the boiling solution with ferrous sulphate and retitration with permanganate in view to eliminate influence of oxidizing and reducing agents, as well as that of nitrite. Influence of additional oxidizing of ferrous sulphate by air oxygen is eliminated by working out a witness.

Quickness of the method and satisfactory obtained results suggest its utilization also in other works.

Controlul chimic al băilor de brunare constă în determinarea periodică a sodei caustice, a azotitului și a azotatului, iar la cerere a fierului, a clorurilor etc.

Pentru determinarea azotatului s-au încercat diferite metode, ca : metoda distilării amoniacului rezultat la reducerea cu aliaj Dewarda a azotatului și azotitului, metoda gravimetrică, bazată pe calcularea azotatului din pierderea de greutate la trecerea în cloruri, la tratarea cu acid clorhidric a reziduului uscat și metoda reducerii cu sulfat feros a azotitului și azotatului din probă, la fierbere în soluție puternic acidă, urmată de titrarea permanganometrică a excesului de sulfat feros [1].

Încercările efectuate de autor au dus la concluzia că, la fierberea probei de azotat și azotit, în soluție puternic acidă de sulfat feros, azotatul oxidează stoechiometric fierul bivalent, însă oxidarea fierului bivalent de către azotit nu decurge stoechiometric, obținîndu-se rezultate nereproductibile.

Metoda prezentată în continuare are precizie satisfăcătoare și este aplicabilă la analizarea băilor de brunare cu compoziție complexă, deoarece prezența altor oxidanți (cromați, azotiți etc.) sau a eventualelor impurități reducătoare (uleiuri, săpunuri etc.) nu influențează rezultatul analizei.

Principiul metodei. Se oxidează cu permanganat azotitul la azotat și se distrug eventualele impurități organice :

$$5NaNO_2 + 2KMnO_4 + 3H_2SO_4 = 5NaNO_3 + 2MnSO_4 + 2H_2O + K_2SO_4. \quad (1)$$

Excesul de permanganat și de alți oxidanți (cromați etc.) este redus cu sulfat feros 0,2 n sau cu acid oxalic 2%, adăugat în mic exces. Se adaugă, în picături, permanganat de potasiu 0,1 n, exact pînă la colorarea soluției în roz pal.

După adăugarea unei cantități exact măsurate de soluție de sulfat feros 0,2 n și după acidulare puternică, proba este fiartă cîteva minute pentru eliminarea oxidului de azot :

$$2NaNO_3 + 6FeSO_4 + 4H_2SO_4 = 3Fe_2(SO_4)_3 + 2NO + Na_2SO_4 + 4H_2O. \quad (2)$$

Se titrează excesul de sulfat feros 0,2 n cu permanganat de potasiu 0,1 n :

$$2KMnO_4 + 10FeSO_4 + 8H_2SO_4 = 2MnSO_4 + 5Fe_2(SO_4)_3 + K_2SO_4 + 8H_2O. \quad (3)$$

Deoarece, în timpul fierberii probei, sulfatul feros se oxidează suplimentar datorită oxigenului din aer, este necesar să se determine consumul de permanganat pe o probă martor, conținînd toți reactivii și prelucrată conform metodei.

Reactivi folosiți: soluție H_2SO_4 ($d = 1,84$), soluție $KMnO_4$ 0,5%, soluție $KMnO_4$ 0,1 n, soluție $FeSO_4$ 0,2 n [conține: 55 g $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ și 100 cm³ soluție H_2SO_4 ($d = 1,84$) la litru].

Efectuarea determinării. Din soluția de brunare, aflată la o temperatură apropiată de cea de fierbere (135 — 137°C), se pipetează, cu ajutorul perei aspiratoare de cauciuc, 50 cm³, care după răcire se diluează cu apă, în balon cotat de 100 cm³. Din soluția 1 : 1 se poate determina și fierul pe o probă de 10 cm³.

Se pipetează 25 cm³ soluție 1 : 1 și se aduce cu apă la balon cotat de 250 cm³. Soluția astfel diluată servește pentru determinarea sodei caustice, azotitului și azotatului.

Pentru determinarea azotatului trebuie luată în analiză o cantitate de soluție corespunzătoare la 0,15 — 0,05 g săruri oxidante. Se procedează în felul următor:

Într-un vas conic de 500 cm³ se pun 15 — — 20 cm³ soluție $KMnO_4$ 0,5% (în funcție de cantitatea de azotit) și, sub agitare continuă, 5 cm³ soluție H_2SO_4 ($d = 1,84$). Se răcește proba în jet de apă.

Se adaugă cu pipeta, picătură cu picătură și sub continuă agitare, 10 cm³ din soluția de brunare, diluată după cum s-a arătat. După adăugarea acesteia, soluția din vas trebuie să rămînă violet. În caz contrar se repetă proba cu o cantitate mai mare de soluție $KMnO_4$ 0,5%.

Se încălzește soluția pe baia de apă. În soluția caldă se adaugă din biuretă soluția $FeSO_4$ 0,2 n pînă la dispariția culorii roz, astfel ca la adăugarea de una—două picături soluție $KMnO_4$ 0,1 n, soluția să devină din nou roz pal.

Se adaugă apoi cu biureta o cantitate de 30 cm³ soluție $FeSO_4$ 0,2 n, exact măsurată, și apoi, sub continuă agitare, 25 cm³ soluție H_2SO_4($d = 1,84$), lăsată să curgă în fir subțire.

Se fierbe soluția cu două — trei bile de sticlă, la un bec bun, pe placă perforată, timp de 5 min, pînă cînd soluția se colorează în galben clar.

Soluția rece se toarnă într-un pahar de 800 cm³, în care se află 500 cm³ apă. Se spală vasul conic de patru ori cu cîte 25 cm³ apă, adăugînd apele de spălare la soluția principală din pahar. Se titrează cu soluție $KMnO_4$ 0,1 n, pînă la colorarea soluției în roz pal persistent.

Consumul de soluție $KMnO_4$ 0,1 n, necesar pentru oxidarea celor 30 cm³ soluție $FeSO_4$ 0,2 n adăugați în proba de analizat, se determină pe o probă martor conținînd toți reactivii și supusă tuturor operațiilor conform metodei (cu excepția adăugării a numai 15 cm³ soluție $FeSO_4$ 0,2 n):

— Calculul: 1 cm³ soluție $KMnO_4$ 0,1 n corespunde la 0,002834 g $NaNO_3$.

$$g/l\ NaNO_3 = \frac{0,002834 \cdot (N_0 - N) \cdot f \cdot 1\,000}{n} - 1,232 \cdot A, \quad (4)$$

în care:

N_0 reprezintă cm³ soluție $KMnO_4$ 0,1 n corespunzător volumului de 30 cm³ soluție $FeSO_4$, 0,2 n, determinat pe probă martor;

N — cm³ soluție $KMnO_4$ 0,1 n cu care s-a titrat proba;

f — factorul soluției $KMnO_4$ 0,1 n;

A — g/l $NaNO_2$ în soluția de analizat și de determinat pe o probă separată prin metoda permanganometrică cunoscută;

n — cm³ soluție din baia luată în analiză.

Lucrînd după metodă, relația (4) devine:

$$g/l\ NaNO_3 = 5,668 \cdot (N_0 - N) \cdot f - 1,232 \cdot A \quad (5)$$

Rezultate obținute. Verificarea preciziei metodei propuse s-a făcut pe o soluție cu concentrația apropiată de cea a soluției obținute prin diluarea băii de brunare. Din aceasta s-au luat în analiză 10 cm³ și s-au adăugat cantități cunoscute de azotit și azotat de sodiu, ca în tabela 1. Rezultatele s-au calculat ca în cazul analizării unei băi obișnuite de brunare.

Tabela 1

Nr. probei	Cantitatea adăugată în proba de 10 cm³ soluție diluată de 20 ori, g		Concentrația calculată a soluției concentrate, g/l		Concentrația $NaNO_3$ determinată prin analiză, g/l	Diferența dintre concentrația determinată și cea calculată, g/l
	$NaNO_3$	$NaNO_2$	$NaNO_3$	$NaNO_2$		
1	0,0500	—	100	—	100,30	+0,30
2	0,0500	—	100	—	99,96	—0,04
3	0,0700	—	140	—	141,11	+1,11
4	0,0700	—	140	—	139,41	—0,59
5	0,1000	—	200	—	200,63	+0,63
6	0,1000	—	200	—	200,29	+0,29
7	0,0500	0,0500	100	100	99,27	—0,73
8	0,0500	0,0500	100	100	100,74	+0,74
9	0,0850	0,0690	170	138	171,77	+1,77
10	0,0850	0,0690	170	138	169,45	—0,55
11	0,0700	0,0700	140	140	141,85	+1,85
12	0,0700	0,0700	140	140	141,34	+1,34

Din tabelă rezultă că eroarea de determinare a azotatului prin metoda propusă nu depășește ± 2 g/l.

După îmbunătățiri și verificări repetate metoda în forma propusă a fost aplicată, cu rezultate foarte bune, pentru controlul băilor de brunare exploatate curent în ateliere.

Rapiditatea metodei și rezultatele satisfăcătoare obținute justifică aplicarea și în alte întreprinderi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Jendareva O. G. și Muhina Z. S. *Metodi analiza galivaniceskih vann.* Moscova, 1963.

Influenţa structurii oţelului asupra mecanismului de descărcare

Fiz. V. KATONA
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.14 : 620.186 : 656.073

L'INFLUENCE DE LA STRUCTURE DE L'ACIER SUR LE MÉCANISME DE LA DÉCHARGE

On présente quelques observations sur le mécanisme de la décharge dans l'etincelle d'amorçage, employée comme source d'excitation dans l'analyse spectrométrique des épreuves initiales d'acier coulé et des laminés finals.

Les observations faites au microscope démontrent que, dans les phases du début, l'etincelle attaque la surface intérieure inclusion-métal de base.

On donne des exemples qui prouvent l'influence de la structure sur les résultats de l'analyse et on examine notamment la dépendance de la direction de l'intensité de la ligne de soufre constatée dans l'analyse des laminés qui ont une structure à inclusions déformées.

Cette dependance s'explique par l'anisotropie des inclusions de soufre.

INFLUENCE OF STEEL STRUCTURE ON DISCHARGE MECHANISM

The paper presents some observations on priming spark discharge mechanism, utilized as exiting source in spectral analyse of cast iron (initial tests) and rolled products (final tests).

Microscopic investigations showed that during initia stages spark affects inclusion – basic metal interface.

Influence of structure on analyse results is emphasized by tracking directional dependency of sulphur line intensity, in analyses of rolled goods presenting a texture with distorted inclusions. Latter dependence can be explained by anisotropy of sulphur inclusions.

Proba ideală pentru analiza spectrală este o soluţie omogenă fluidă sau solidă. Se ştie că, la analiza oţelurilor, elementele care nu se află sub formă de soluţie solidă, ci sub formă de precipitate (S, P, C) prezintă dificultăţi, iar elementele de aliere sînt uşor de determinat.

Din această cauză controlul rapid al producţiei de oţel se face pe anteprobe turnate, calmate în lingură cu aluminiu (pînă la 0,2 % Al) [1], [4]. Probele astfel obţinute sînt suficient de omogene, reproductibile, dacă se menţin constante cantitatea de aluminiu adăugată la calmare şi condiţiile de luare a probei.

Mecanismul de precipitare a incluziunilor în oţelul turnat în cochile mici nu este prea cunoscut. La microscop se constată că incluziunile cele mai mari de sulf — sferice de exemplu — nu întrec 4—5 μ.

Măsurările s-au efectuat la un spectrometru automat tip Quantovac ARL 15 000 s. Descărcarea a avut următorii parametri:

Multisource 6 800	: (LVA) 800 V; C = 20 μF; L = 320 μH; R = 4,2 Ω.
Iniţiatorul (scînteie de amorsare)	: 15 kV; C = 2 500 pF; R = 0; L = 320 μH;
Contraelectrod (+)	: Ag spectral pur;
Debit de argon	: 4,5 l/min.

Observaţii asupra mecanismului de descărcare

Examinarea amprentei normale a scînteii (LVA) nu este posibilă la un microscop optic metalografic (avînd adîncimea de claritate mică la măriri mari). De aceea, s-a utilizat numai iniţiatorul care dă o amprentă a scînteii foarte fină pe şlifurile metalografice ale anteprobelor turnate şi laminatelor finale.

Timpul de scînteiere a variat între 2,5 şi 20 s.

Observaţiile relevă faptul că în fazele de început (2,5—5 s) scînteia „atacă" interfaţa matrice-incluziuni (oxid, sulfură etc. [2]) şi nu incluziunile propriu-zise, cum s-a arătat de către Höller [3].

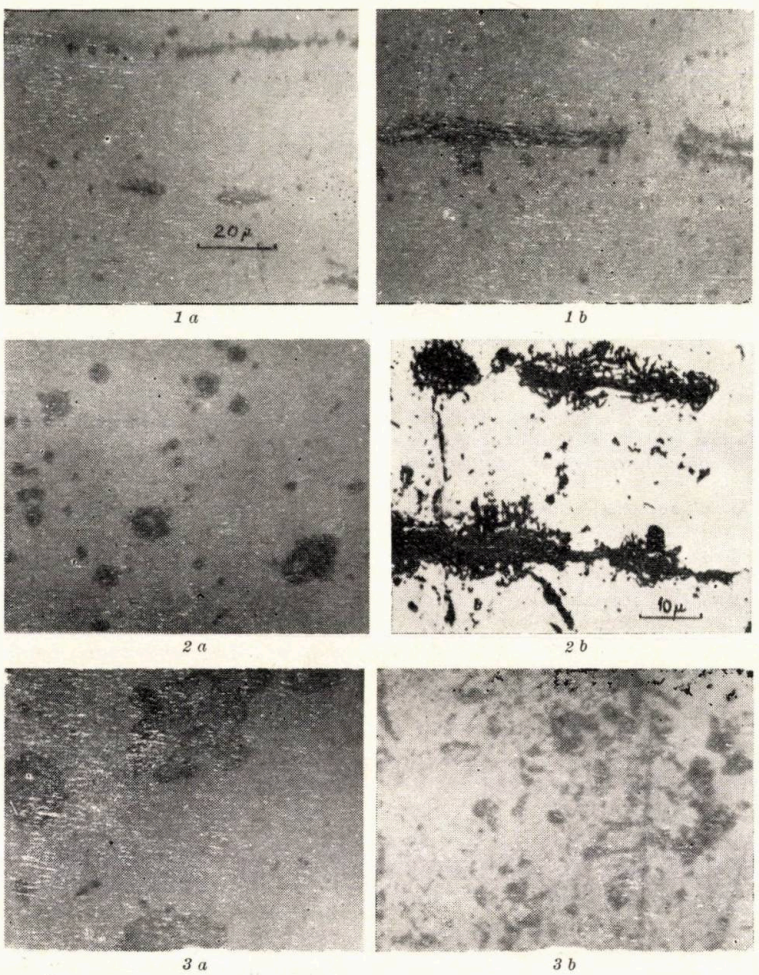
În figurile 1, *a* şi 1, *b* care reprezintă probe de oţel laminate, avînd o structură deformată, cu incluziuni mari, iese în evidenţă conturul lor acoperit de numeroase atacuri de scînteie, în timp ce matricea de bază prezintă urme foarte puţine de atac. La timpii de scînteiere mai lungi aceste diferenţe se şterg, materialul de bază fiind din ce în ce mai mult atacat de scînteie (fig. 2).

Explicaţia faptului că scînteia „atacă" iniţial muchiile matrice-incluziune se poate da pe baza emisiei la rece mai puternice a electronilor de pe muchiile matricei conductoare în vecinătate cu incluziunile izolatoare, faţă de restul suprafeţei. Aceasta duce la privilegierea acestor locuri pentru scînteie, întrucît aici se nasc primele canale ale descărcării.

De aici concluzia că pentru probele turnate, calmate, este necesară o prelucrare atentă a suprafeței, care să nu prezinte pelicule de oxizi (în cazul probelor cu conținut mare de Si și Al), dar să aibă suficiente denivelări, pentru ca

turnate — s-a constatat o diferență între conținutul de sulf determinat spectrometric și cel determinat pe cale chimică umedă.

Luînd o suprafață perpendiculară ($\perp$) pe direcția de laminare, spectrometric se găsește



1 a *1 b*

2 a *2 b*

3 a *3 b*

Fig. 1—3. Urma scînteierilor pe probe metalografice (probe laminate); *1, a* — suprafață paralelă cu direcția de laminare; timp de scînteiere 2,5 s; *1, b* — idem, 5 s; *2, a* — suprafață perpendiculară pe direcția de laminare; timp de scînteiere 5 s; *2, b* — supra ață paralelă; timp de scînteiere 15 s; anteprobe turnate: *3, a* — conținutul de carbon~1%; *3, b* — conținutul de carbon~0,1%.

în lipsa incluziunilor mari, descărcarea să ajungă repede în echilibru. Astfel, nu se recomandă șlefuirea anteprobelor turnate cu hîrtie de granulație mai mică de 80—100°.

În figura 3 (*a*—1% C; *b* — 0,1% C) se prezintă două șlifuri de anteprobe scînteiate cu inițiatorul, timp de 5 s. Se observă că, la aceeași mărire, numărul acurilor pe unitatea de suprafață este mult mai mic față de o probă laminată.

Influența anizotropiei incluziunilor de sulf asupra determinărilor spectrochimice de sulf

La încercările de analiză spectrometrică a produselor finite (armătură de beton) laminate — folosind curbele de etalonare stabilite cu probe

un conținut de sulf cu pînă la 60% mai mare decît valorile determinate pe cale chimică. Pe o suprafață paralelă ($\parallel$) cu direcția de laminare, diferențele dintre conținutul de sulf determinat pe cale chimică și cel determinat spectrometric se încadrează în limita erorilor admisibile.

În figura 1 se arată urma scînteilor pe probe metalografice: suprafață perpendiculară (2, *a*) și suprafață paralelă (1, *b*,), avînd același timp de sînteiere, de 5 s. Se observă că suprafața atacată de scînteie pe șlif $\perp$ este mult mai mică decît pe cea $\parallel$.

Valorile diferite ale conținutului de sulf, determinat spectrometric în funcție de orientarea suprafeței scînteiate față de direcția de

laminare, arată că la aceeași probă au fost cuprinse în scînteie diferite „unități de volum" ale sulfurii [2].

Din punct de vedere statistic, repartiția sulfurilor în ambele direcții ar trebui să dea aceeași valoare de sulf spectrometric. Diferențele se justifică prin aceea că sulfurile, care sînt orientate perpendicular pe suprafața de scînteiere, sînt atacate mai puternic decît cele care sînt în planul de scînteiere. Aceste diferențe în

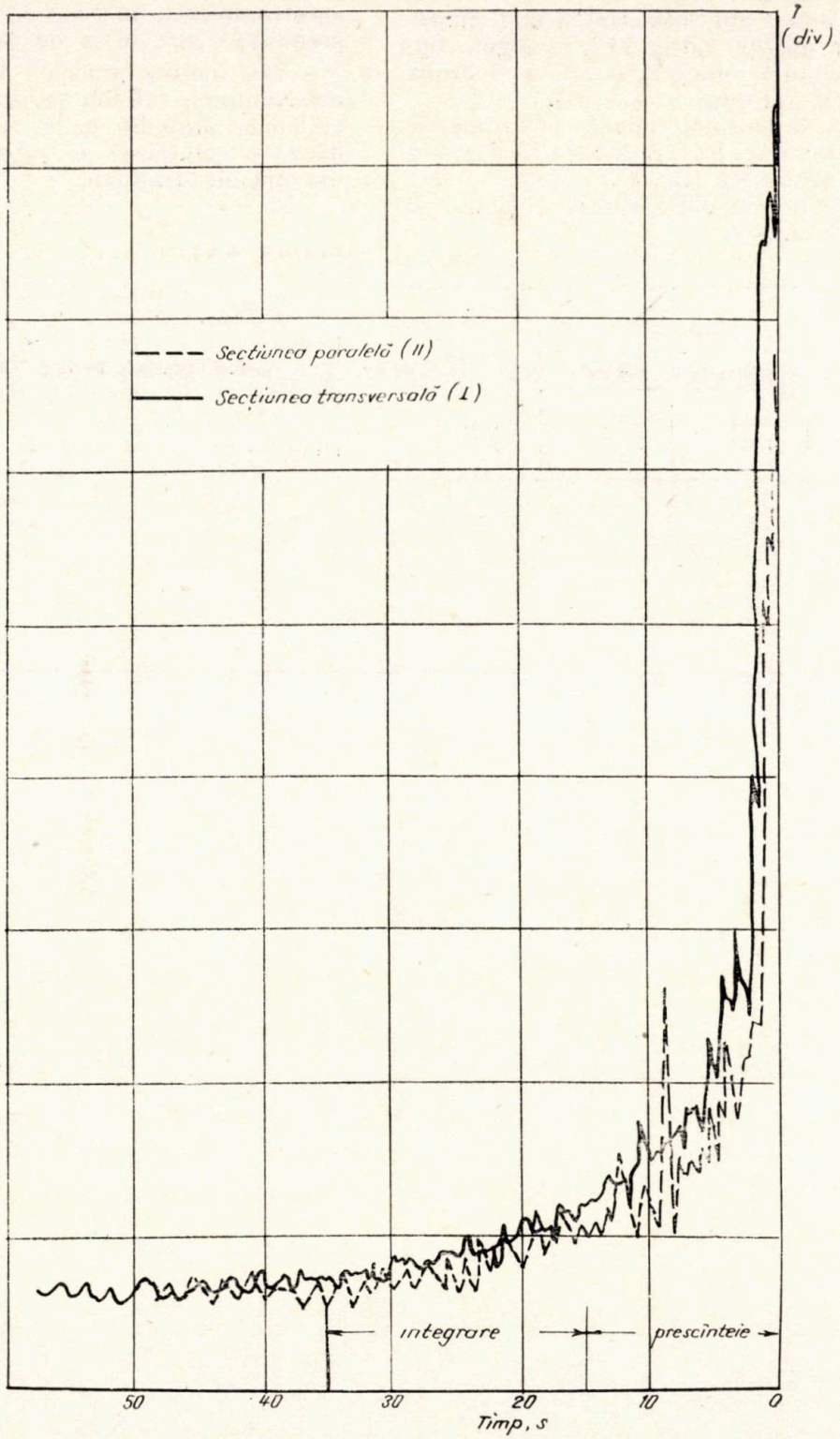


Fig. 4. Curbele de scînteiere pentru sulf, pe o probă laminată:
– – – – secțiune paralelă (II); ——— secțiune transversală ($\perp$).

adîncime se pot observa la timpi mici, de pînă la 10—15 s.

Această anizotropie dă o comportare diferită în timp pentru curbele de scînteiere (fig. 4). După circa 60 s, cele două curbe se suprapun, adică atunci cînd scînteia retopește complet stratul de 0,3 mm din zona scînteii unde materialul devine un oțel „degazat", în argon, lipsit de incluziuni și omogen, la fel ca și proba pregătită prin retopire în vid [3].

Conținutul de sulf determinat spectrometric este dat de suprafața integrată între 15 și 35 s a curbelor de scînteiere (fig. 4).

În tabela 1 sînt cuprinse valorile obținute pe două probe laminate.

Tabela 1

Proba	Conținutul de sulf, %		
	Spectrometric		Chimic
	Secțiune ⊥	Secțiune ∥	
12987/4	0,044	0,033	0,034
12987/14	0,041	0,030	0,031

Concluzii

— În fazele inițiale ale descărcării scînteia „atacă" preferențial muchiile matrice-incluziune.

— La aceste probe turnate este necesară o pregătire atentă a suprafeței pentru analiza spectrometrică, folosind hîrtie de șlefuit, de o granulație mai mare de 80—100°.

— La analiza probelor laminate finale, la determinarea sulfului se pot folosi curbele de etalonare stabilite pe baza probelor turnate, dacă se scînteiază o suprafață paralelă cu direcția de laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cass D. E. și Kelly J. H. *Proceedings of Electric Furnace.* Conference, 1960, p. 205.

[2] Koch W., Dittman J. și Picard K. F.Z. Anal. Chem. 225, 1967, p. 196.

[3] Höller P. Archiv für Eisenhüttenwesen, nr. 37, 1966, p. 483.

[4] Dickens P., König P. și Dippel Th. Archiv für Eisenhüttenwesen, nr. 34, 1963, p. 243.

Unele considerații asupra terminologiei referitoare la domeniul obținerii pieselor prin turnare

Conf. dr. ing. V. VULCU
Institutul politehnic — Brașov

CZ 621.74

CONSIDÉRATIONS SUR LA TERMINOLOGIE PROPRE À LA TECHNIQUE DE L'OBTENTION DES PIÈCES PAR COULÉE

Les préoccupations de l'Office d'état pour les standards se sont portées dans les dernières années vers le domaine de la terminologie propre aux secteurs industriels où les semi-produits coulés sont exécutés. C'est ainsi qu'on a élaboré un standard qui contient les termes relatifs à l'activité économique des fonderies (STAS 6708—63) et un standard qui contient les termes concernant la production des pièces coulées (STAS 4600—68).

L'article expose des vues personnelles sur les termes présentés dans le STAS 4600—68 et surtout sur les termes qui se rapportent à l'outillage technologique, à la technologie du moulage et de la coulée. Dans la dernière partie on examine aussi plusieurs termes qui ne sont pas compris dans le standard, mais qui pourraient être pris en considération lors d'une révision.

CONSIDERATIONS REGARDING TERMINOLOGY IN THE FIELD OF CAST PARTS

Studies of the State Office for Standards during last few years concerned also terminology in the manufacturing field of cast half-finished parts. Thus was worked out a standard dealing with terms related to foundry economics (STAS 6708—63) and another containing terms pertaining to cast piece proceeding (STAS 4600—68).

The paper presents several private opinions on terms presentated in standard 4600—68, especially on those pertinent to technological equipment of forging and casting. Finally, several terms — not contained in the above mentioned standard, but which may be kept in view for a future revision — are also analysed.

Terminologia este unul din factorii care contribuie în mare măsură la deplina înțelegere a problemelor și la colaborarea în diversele domenii ale științei și tehnicii, fapt pentru care, în majoritatea statelor, a fost sau este în curs de standardizare. În România s-au făcut progrese importante în domeniul standardizării terminologiei utilizate în unele sectoare ale activității economice și tehnice. În domeniul turnării metalelor au fost elaborate unele STAS-uri prin care se încearcă a se unifica terminologia din acest sector al industriei, așa cum este STAS 6708 — 63, care se ocupă cu definirea termenilor în legătură cu activitatea economică a turnătoriilor, sau STAS 4600-68, care cuprinde terminologia din domeniul producerii pieselor prin turnare.

De la început trebuie arătat că un rol important în extinderea și utilizarea unei terminologii corecte îl au literatura tehnică și didactică de specialitate, cursurile învățămîntului profesional și superior — propagatori și susținători ai unei terminologii corecte.

Dar înainte de toate acestea STAS-ul trebuie să fie cel care stabilește cu exactitate termenii, conținutul și sensul acestora. În cele ce urmează se vor arăta unele observații asupra unor termeni dați în STAS 4600-66 și în special asupra celor care se referă la domeniul utilajului tehnologic și asupra tehnologiei de formare și turnare. Organizarea actuală a standardului pe capitole distincte, așa cum s-a făcut, este logică și corespunzătoare. Este de asemenea interesantă ultima parte unde, după cele șapte capitole care conțin termenii și definiția acestora, se dă, sub formă de index alfabetic, traducerea lor în cele patru limbi de circulație mondială.

Făcînd analiza unor termeni, așa cum s-a afirmat mai sus, autorul nu intenționează cîtuși de puțin să minimalizeze efortul depus de Oficiul de stat pentru standarde sau de colectivul care a elaborat acest STAS.

Astfel, termenii prezentați în cele ce urmează ar putea fi definiți în modul următor :

Turnătorie (1.1.3). Secție sau atelier de producere a semifabricatelor din oțel, fontă și aliaje neferoase prin turnare. În acest fel definiția ar fi mai explicită și mai cuprinzătoare.

Presă turnată (1.1.7). Semifabricat obținut prin turnarea aliajelor metalice, feroase sau neferoase, lichide, în forme.

Turnarea în forme crude (1.3.2). Procedeu de turnare în forme confecționate din amestecuri de formare, fără a fi uscate în prealabil.

Turnarea verticală (1.3.5). Definiția dată se referă de fapt la umplerea formei cu metal, fenomen analizat separat; fără a cunoaște definiția lui, el se poate confunda cu procedeul de turnare într-o formă, avînd planul de separație vertical, ceea ce este de fapt cu totul altceva. Însăși termenul de *Turnare*, așa cum se folosește în cazul de mai sus și în altele date de același STAS (1.3.4), (1.3.6), nu este cel mai indicat, fiind vorba de umplerea formei cu metal, deci ar fi mult mai corespunzător să se utilizeze termenul de *Umplere*.

În privința modelelor se utilizează termenii: *Model din două părți* (2.2.2), *Model din mai multe părți* (2.2.3). După definiția acestor termeni se înțelege că este vorba de un model cu o singură suprafață de separație, respectiv cu mai multe suprafețe de separație. În general mai toate modelele au mai multe părți componente, fără a fi neapărat nevoie ca suprafața prin care se îmbină acestea să fie o suprafață de separație în înțelesul dat în STAS (2.1.2). Ar fi mult mai potrivit termenul — *model cu o singură suprafață de separație*, respectiv *model cu mai multe suprafețe de separație*.

Placa model (2.2.6). După definiția dată se poate înțelege că este vorba de modelul unei plăci după care se execută forma; de ce nu s-ar spune *Placă port model* definind cu mai multă precizie despre ce este vorba?

Pieptene (2.2.7). Este un termen care singur nu spune decît foarte puțin din ceea ce de fapt este; de aceea formularea *Placă portmodel cu pieptene* ar preciza de fapt locul și utilizarea lui.

Material de formare (3.1.1). După explicația dată în cadrul definiției, este unul și același lucru cu materialele de la punctul 3.1.2, 3.1.3 și de aceea autorul consideră că este dat în plus, pentru că mai tîrziu, la punctele 3.2.1, 3.2.2, 3.2.4, 3.2.5, 3.2.6, 3.2.7, 3.2.8 se revine asupra lui și se utilizează corect termenul de *amestec*.....

Sticlă solubilă (*soluție de silicat de sodiu*) (3.1.8). De fapt atît prima parte, cît și paranteza, nu face decît să repete același termen, care de altfel nu este corect, deși în cadrul definiției se utilizează termenul uzual folosit în chimie: *Silicat de sodiu hidratat*; de ce se evită folosirea acestui termen consacrat în lucrările de specialitate?

Suspensie antiaderentă pentru forme (*sverț*) (3.1.10). În STAS se arată că ar fi o soluție cu materiile antiaderente carbonice. Dar cum nu toate materialele folosite la prepararea acestor suspensii sînt carbonice și pentru specialiști nu este cazul să se explice acest lucru, de ce nu s-ar defini această suspensie după operația tehnologică ce poartă denumirea de vopsire a formelor și miezurilor — *vopsea refractară pentru turnătorie* sau *vopsea refractară pentru forme*?

Granulometrie (*granulozitate*) (3.1.11). Dacă atunci cînd este vorba de amestecurile de formare și de miezuire se folosește corect termenul *Componentă granulară* (3.1.2), de ce nu se folosește termenul de *Compoziție granulometrică* (mult mai apropiat de ceea ce se urmărește să se exprime în acest caz), în locul termenului *Granulometrie*.

În privința termenilor referitori la amestecuri, pentru a fi consecventi și în același timp corecți dacă se spune — *amestec de formare* — corect ar fi să se spună — *amestec pentru (de) miezuire* sau — *amestec pentru forme* — și amestec pentru miezuire. Aici ar fi nevoie de o analiză mai profundă pentru a stabili care dintre acești termeni sînt cei corecți.

Masă de formare (3.2.3). Cel care nu are la îndemînă definiția dată de STAS poate să înțeleagă că este vorba de o masă de lucru pe care se execută formarea sau miezuirea; în realitate este vorba de amestecuri cu umiditate ridicată și nicidecum de noroi, care în termeni populari este cu totul altceva. Bineînțeles că nu se pot confunda nici cu amestecurile fluide care sînt tot mai frecvent utilizate în ultimul timp și asupra cărora se va reveni. În locul termenului de *Masă de formare* ar fi mult mai corespunzător termenul *Amestec de formare cu umiditate ridicată*.

Formă permanentă (4.1.5). Ca termen general cuprinde atît formele din grafit, cît și cele din metal, deci inclusiv cochilele și matrițele pentru turnarea sub presiune. În acest caz termenul *Formă metalică* (4.1.6) nu mai este necesar sau se impune o nouă regrupare a termenilor, separîndu-i astfel: *Formă permanentă din grafit, formă permanentă din metal pentru turnarea liberă, formă permanentă din metal pentru turnarea sub presiune*.

Sistem de alimentare (4.2.1). Poate ar fi mai corect să se utilizeze termenul *rețea de turnare* atît pentru faptul că este folosit în majoritatea lucrărilor de specialitate și în turnătorii, cît și pentru a fi în concordanță cu termenii de la punctele : 4.2.8, 4.2.9, 4.2.10, 4.2.11. Pentru a fi mai explicit și pentru a nu se produce confuzii, termenii referitori la elementele rețelei de turnare, redată schematic în figura 1, ar putea fi următorii:

Primul element al rețelei în sensul curgerii metalului în formă este *Pîlnia* (*bazinul sau cupa*) *de turnare*. În locul *Piciorului de turnare*, termen dat de STAS, mult mai corect ar fi să se utilizeze termenul *Canal de turnare*. În continuare avem *Filtru pentru reținerea zgurei* (3), *Pernă hidraulică* (4), *Canal de distribuție* (5), *Colector de zgură* (6), *Alimentator* (7).

În cadrul rețelei de turnare în locul filtrului de zgură se utilizează, în unele cazuri, un element

de strangulare (fig. 2), folosindu-se pentru el un termen de proveniență străină: *Drosel*. Poate că ar fi mai indicat să i se spună *element de strangulare*.

Maselotă atmosferică (1.2.15). Pentru a fi mai bine precizată denumirea și funcționarea ei ar

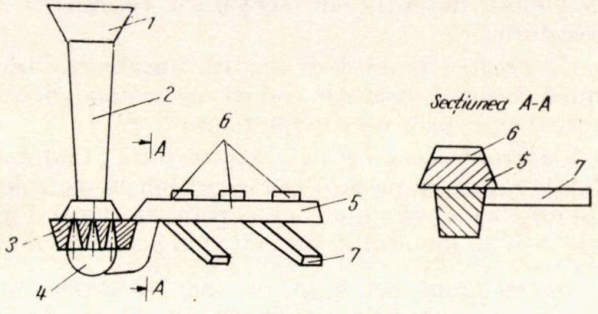


Fig. 1

trebui să se folosească termenul de *Maselotă cu presiune atmosferică*, cum de altfel la punctul 4.2.16 se spune corect *Maselotă cu presiune de gaze*.

Maselotă exotermă (4.2.18). Dacă se analizează mai îndeaproape acest termen, nu maselota

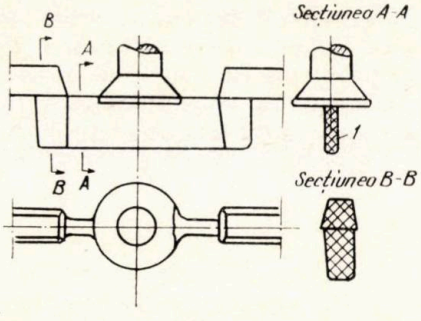


Fig. 2

este exotermă, ci învelișul sau partea exterioară a maselotei, deci corect ar fi ca acest termen să fie *Maselotă cu înveliș exoterm*.

Formarea în groapă (4.4.4). Dacă la punctele 1.1.6 și 4.1.8. se spune formare în sol de ce nu s-ar utiliza și aici *formare în sol*, așa cum se spune corect la punctul 4.4.5, groapă de turnare în înțelesul larg al cuvîntului fiind cu totul altceva decît se explică aici. De altfel, termenul 4.4.4. poate să lipsească, el fiind stabilit în alte capitole în mod curent. Poate că, după explicație, este vorba de groapa de turnare și nu de formare, în acest caz termenul cu corectura corespunzătoare ar putea fi trecut la alt capitol.

Formare în masa de formare (*noroi*) (4.4.12). Pentru a respecta terminologia propusă poate că ar fi mai corect să se folosească termenul *Formare în amestecuri cu umiditate ridicată*.

Mașină de format ambele părți ale formei. Se știe că formarea este o operație prin care se reproduce conturul unui model prin îndesarea amestecului într-o ramă de formare. Ori termenul de *Mașină de format ambele părți ale formei* nu este cel mai corect; poate că ar fi recomandabil să se spună *Mașină de formare cu imprimarea modelului pe ambele suprafețe ale formei*. Iar ca o observație generală, la cap. 4.7. autorul consideră că ar fi mai corect să se folosească în toate cazurile termenul *Mașină de formare* .....

Mașină de miezuit (4.7.14). Poate că ar fi mai complet să se spună *Mașină pentru executat miezuri* și, în acest caz, observația este valabilă și pentru termenii 4.7.15, 4.7.16, 4.7.17.

Autorul consideră că folosirea termenului *Dezbaterea formelor* (6.1.1) este corectă: atunci de ce nu s-ar folosi în loc de *Îndepărtarea miezului* același termen: *Dezbaterea miezurilor*, operația fiind în fond aceeași. În aceeași ordine de idei, s-ar putea spune în loc de *Mașină pentru înlăturat miezurile*, *mașină pentru dezbaterea miezurilor*.

Acestea sînt numai unele observații în ceea ce privește terminologia dată de STAS 4600-66, în cadrul capitolelor amintite. Dar pe măsură ce progresul tehnic își face loc în secțiile de turnătorie, este justificată apariția unor termeni noi, sau alții din acei utilizați de multă vreme în turnătorie, în noile condiții au alt sens. Printre aceștia pot fi enumerați:

Amestec regenerat. Amestec pentru formare sau pentru miezuire, provenit din forme sau miezuri dezbătute după turnare, care în prealabil a fost supus unor operații de regenerare.

Suprafață activă a modelului (sau a cutiei de miez). Partea activă a modelului (sau a cutiei de miez) care, în cadrul procesului de formare sau de miezuire, reproduce o suprafață a formei sau a miezului.

Suprafață activă a formei (miezului). Partea formei sau a miezului care în cadrul procesului de turnare reproduce o suprafață oarecare a piesei turnate.

Amestec fluid. Amestec de formare sau de miezuire care are o fluiditate ridicată (se prezintă sub formă de pastă sau emulsie). La aceste amestecuri întărirea nu se face datorită uscării, ci are loc o întărire chimică sau exotermică, într-un timp mai lung sau mai scurt, uneori sub influența unor catalizatori.

Canal de strangulare (de gîtuire) Element al rețelei de turnare interpus între canalul de turnare și canalul de distribuție, cu scopul principal de a reține zgura și eventualele impurități din metal. În practică se întîlnește și sub denumirea de Drosel.

Turnarea în forme uscate superficial. Procedeu de turnare în forme confecționate din amestecuri de formare la care apa a fost eliminată numai dintr-un strat cu o grosime redusă de pe suprafața activă a formei.

Model gazeificabil. Model confecționat din materiale sintetice care servește la executarea formelor pentru piese mari fără plan de separa-

ţie. Modelul nu se extrage din formă, după îndesare, iar în timpul turnării arde, cedînd astfel locul metalului lichid.

Material pentru planul de separaţie. Pudră sau un material granular fin, care se aplică în planul de separaţie al formei cu scopul de a se evita lipirea. Acest material trebuie să fie hidrofob.

Dezbaterea cutiei de miez. Operaţie de slăbire a cutiei de miez pentru a uşura extragerea miezului. La formarea manuală se prevăd abateri dimensionale pentru dezbaterea cutiei de miez.

Extragerea cutiei de miez. Operaţie prin care se extrage cutia de miez după îndesare.

Adaos tehnologic. Îngroşare locală a piesei cu scopul uşurării executării operaţiilor tehnologice de confecţionare a formei, de umplere, de curăţare, pentru asigurarea nedeformării şi a posibilităţilor de prelucrare prin aşchiere.

Nod termic. Porţiunea piesei care, în comparaţie cu secţiunile învecinate, se răceşte mai lent.

Nod termic geometric. Nod termic care rezultă ca urmare a creşterii locale a secţiunii.

Nod termic dinamic. Nod termic care rezultă ca urmare a unei circulaţii locale de aliaj lichid mai intense decît în zonele adiacente.

Punct de alimentare. Locul în care metalul lichid este introdus în cavitatea formei.

Extremitate tehnologică a piesei. Secţiunea din piesă care se umple ultima cu metal lichid în timpul turnării.

Vîrf rece al metalului lichid. Porţiunea de aliaj lichid care parcurge drumul cel mai lung prin cavitatea formei şi cedează formei cantitatea maximă de căldură.

Încărcarea termică statică. Încărcarea termică a pereţilor formei dată de metalul lichid staţionat definitiv în secţiunea respectivă a acestora.

Încărcarea termică dinamică. Încărcarea termică datorită căldurii cedate de metalul lichid care curge prin secţiunea respectivă.

Căderea dinamică a temperaturii. Căderea temperaturii care se observă în lungul sensului de mişcare al aliajului lichid prin interiorul formei atît în metalul lichid, cît şi în pereţii formei.

Acestea sînt, aşa cum s-a spus de la început, unele observaţii în legătură cu terminologia referitoare la diversele faze ale procesului tehnologic de turnare, precum şi unii termeni noi care sînt utilizaţi astăzi în literatura de specialitate. Bineînţeles că şi la restul capitolelor se impun unele corecturi sau completări, dar acestea ar fi indicat să fie făcute de specialiştii ce lucrează în domeniul respectiv. Punctul de vedere expus mai sus poate fi în unele cazuri în contradicţie cu cel al altor specialişti, astfel că se impune, în acest caz, o dezbatere a acestei probleme în coloanele revistei, după care să se treacă la completarea şi reeditarea unui nou standard cu terminologie în turnătorie.

RECENZIE

N. CHINDLER şi M. BENŢA. Analiza rapidă a fontelor şi a oţelurilor. Bucureşti, Editura tehnică, 1968, 216 pag., 19 fig., 31 ref. bibl.

Cartea recenzată descrie metode chimice şi fizico-chimice pentru determinarea rapidă a principalelor elemente însoţitoare şi de aliere din fonte şi oţeluri.

Este destinată în mod deosebit personalului din laboratoarele rapide şi centrale din industria siderurgică şi cea constructoare de maşini, fiind utilă şi altor specialişti.

În cuprinsul acestei lucrări se prezintă metodele de analiză rapidă utilizate în laboratoarele de la C. S. — Hunedoara. Se remarcă însă faptul că aceste metode se pretează în marea lor majoritate pentru a fi aplicate în mod curent şi în alte laboratoare şi că sînt selecţionate ţinîndu-se cont şi de literatura de specialitate mai recentă. Autorii precizează că prin metodă rapidă se înţelege o metodă de analiză chimică sau fizico-chimică, care permite obţinerea rezultatului într-un interval de timp de maximum o oră de la intrarea probei în laborator.

Lucrarea este împărţită în 24 capitole, sistematizarea determinărilor fiind făcută pe elemente. Capitolul al doilea tratează despre regulile de prelevare corectă a probelor de fontă şi oţel destinate analizei. Următoarele 21 capitole tratează determinările propriu-zise pentru stabilirea conţinutului de: carbon, mangan, siliciu, sulf, fosfor, crom, nichel, cupru, molibden, titan, vanadiu, wolfram, aluminiu, arsen, magneziu, staniu, bor, niobiu, azot şi hidrogen.

În capitolul 24 se descriu metodele de analiză calitativă pentru identificarea elementelor de aliere din oţeluri aliate. Ultimul capitol, 25, tratează regulile pentru evitarea accidentelor în laboratoarele de analiză rapidă şi măsurile necesare pentru acordarea primului ajutor în cazul arsurilor chimice şi termice, precum şi în cazul intoxicaţiilor.

Pentru fiecare determinare se indică una sau mai multe metode de analiză chimice sau fizico-chimice.

Aceasta permite aplicarea lor în funcţie de precizia de determinare cerută sau de condiţiile de lucru existente în laboratorul respectiv.

Metodele de analiză descrise sînt tratate sistematic, prezentîndu-se la început principiul, în mod succint, şi reacţiile necesare pentru înţelegere, după care se indică reactivii şi aparatura apoi, detaliat, modul de lucru şi calculul rezultatelor.

Atît modul de lucru, cît şi modul de preparare a reactivilor sînt explicate, dîndu-se amănuntele practice necesare.

Cartea recenzată este deosebit de utilă personalului care efectuează în mod direct analize rapide de fonte şi oţeluri: chimişti, tehnicieni şi laboranţi din laboratoarele industriei siderurgice şi din construcţia de maşini.

Ing. *I. COSTIN*

MIC DICȚIONAR METALURGIC ÎN CINCI LIMBI

Termeni folosiți în metalurgia fizică

Conf. dr. ing. **N. GERU**
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – București

CZ 669.017

În lucrările [1] și [2] autorul a propus pentru discuție și adoptare o serie de termeni din metalurgia fizică, în special termeni legați de dezvoltarea din ultimele decenii a acestei științe. Pentru a ușura folosirea literaturii străine, în prezentul articol se dă corespondența în limbile engleză, franceză, germană și rusă pentru unii dintre acești termeni. Cu această ocazie s-au adoptat ordinea și notațiile următoare: engleză (e), franceză (f), germană (g), rusă (r).

— *Aglomerări de dislocații, regiuni cu densitate mare în dislocații**; tangles (e); области с высокой плотностью дислокаций (r)
— *Alunecare*; glide (e); glissement (f); Gleitvorgang (g); скольжение ( )
— *Alunecare peste obstacole*; cross slip (e); déviation (f); Quergleitung (g); поперечное скольжение ( )
— *Alunecare ușoară*; easy glide (e); glissement facile (f); легкое скольжение (r)
— *Atom interstițial*; interstitial atom (e); atom interstitiel (f); Zwischenglitteratom (g); междуузельный атом (r)
— *Atmosferă sau nor de impurități, atmosferă Cottrell*; Cottrell atmosphere, Cottrell cloud (e); nuage de Cottrell (f); Cottrellsche Wolke (g); атмосфера, облако Котрелла (r)
— *Bandă, linie de alunecare*; slip band, line (e); bande, ligne de glissement (f); Gleitband, linie (g); полоса, линия скольжения (r)
— *Bandă de acomodare*; accomodation Kink (e); Akkomodierband (g); полоса аккомодации (r)
— *Bandă de alunecare secundară*; bande de glissement secondaire (f); полоса вторичного скольжения (r)
— *Bandă de deformare*; deformation band (e); bande de déformation (f); Verformungsband (g); полоса деформации (r)
— *Bandă de îndoire, pliu*; pliage (f)
— *Bariere Cottrell-Lomer*; Cottrell-Lomer bariers (e); barrières de Cottrell-Lomer (f); барьеры Коттрела-Ломера (r)
— *Blocare, blocarea dislocațiilor*; pining down (e); blocage (f); Закрепление (r)
— *Bucle de dislocații*; loops of dislocation (e); boucles de dislocation (f); петля дислокации (r)
— *Cățărare*; climb (e); montée (f); Klettern (g); переползание (r)
— *Coeficient de ecruisare*; work-hardening coefficient (e); Verfestigungskoeffizient (g); коэффициент упрочнения (r)
— *Cristal perfect, ideal*; perfect cristal (e); Idealkristall (g); совершенный, хороший, идеальный кристал (r)
— *Defect de împachetare*; staking faults (e); faute d'empilement (f); Stapelfehler (g); деффект упаковки (r)
— *Densitate de dislocații*; dislocation density (e); Versetzungsdichte (g); плотности дислокаций (r)
— *Deplasarea dislocațiilor prin cățărare, deplasarea dislocației prin difuzie*; climb of dislocations (e); Klettern von Versetzungen (g); перемещение дислокации по нормали к плоскости скольжения; нормальное перемещение дислокации посредством диффузии; переползание дислокации (r)
— *Dislocație*; dislocation (e); dislocation (f); Versetzung (g); дислокация (r)
— *Dislocație elicoidală, dislocație în șurub*; helical, screw dislocation (e); dislocation en hélice, dislocation vis (f); Schraubenversetzung (g); геликоидальная, винтовая дислокация (r)
— *Dislocație extinsă*; extended dislocation (e) вытянутая дислокация (r)
— *Dislocație imperfectă*; imperfect dislocation (e); dislocation imparfaite (f); несовершеная, непольная дислокация (r)
— *Dislocație de intersecție*; stair rod dislocation (e); вершинная дислокация (r)
— *Dislocație marginală*; edge dislocation (e); dislocation coin (f); Stufenversetzung (g); краевая дислокация (r)
— *Dislocație mixtă*; mixed dislocation (e); смешанная дислокация (r)
— *Dislocație parțială*; partial dislocation (e); dislocation partielle; Unvollständige Versetzung (g); частичная дислокащия (r)
— *Dislocație sesilă (imobilă)*; sessile dislocation (e); dislocation sessile (f); Nichtgleitfähig (g); сидячая, полузакрепленная дислокация (r)
— *Dislocație totală*; total dislocation (e); Vollständigen Versetzung (g); полная дислокация ( )
— *Dislocație unitate*; unit dislocation (e); единица дислокации (r)
— *Disocierea, descompunerea dislocațiilor*; dissociation, splitting of dislocations (e); descomposition des-dislocations (f); Aufspaltung-Versetzungen (g); расщепление дислокации (r)
— *Ecruisare*; work-hardening (e); ecrouissage (f); Kalthärtung, Verfestigung (g); упрочнение (r)
— *Fragilitate la albastru*; blue brittleness (e); синеломкость (r)
— *Grupare de dislocații*; pill up of dislocations (e); empilement de dislocations (f); скопление дислокации (r)
— *Limita de curgere*; yield point (e); crochet de traction (f); Streckgrenze (g); предел текучести (r)
— *Limită de grăunți, la unghiuri mari*; large-angle grain boundary (e); большеугольная граница зерен (r)
— *Limită de grăunți la unghiuri mici*; low-angle grain boundary (e); sous joint (f); Feinkorngrenze, Kleinwinkel-Korngrenze (g); малоугольная граница зерен (r)
— *Multiplicarea dislocațiilor*; multiplication of dislocations (e); размножение дислокаций (r)

* În metalele deformate plastic la rece dislocațiile nu sînt distribuite uniform, ci formează regiuni cu densitate mare în dislocații numite aglomerări de dislocații și regiuni cu densitate mică în dislocații, metalul căpătînd din acest punct de vedere o structură celulară.

— *Mustăți, cristale filiforme*; whiskers (e); poil, trichte (f); Whiskers (g); усы, нитевидные кристаллы (r)
— *Nod de dislocații*; node of dislocations (e); noeud de dislocations (f); Versetzungsknote (g); узел дислокаций (r)
— *Pădure de dislocații*; dislocation forest (e); Versetzungswald (g); лес дислокаций (r)
— *Perete de dislocații*; dislocation wall (e); paroi de dislocations (f); Versetzungswand (g); дислокационная стенка (r)
— *Plan de alunecare*; glide plane (e); Gleitspiegelebene (g); плоскость скольжения (r)
— *Plan de clivaj*; clivage plane (e); плоскость раскола (хрупкого разрушения), плоскость спайности (r)
— *Plan de maclare*; twinning composition, plane (e); Zwillingsebene (g); плоскость двойникования (r)
— *Plan de rețea (cristalin)*; lattice plane (e); Netzebene (g); плоскость (кристаллической) решетки (r)
— *Pliaj în formă de genunchi*; kiuk band (e); полоса перегиба (r)
— *Poligonizare*; polygonisation (e); polygonisation (f); Polygonisation (g); полигонизация (r)
— *Rețea*; net (e); réseau (f); Netz (g); сетка (r)
— *Rețea*; lattice (e); réseau (f); Gitter (g); решетка (r)
— *Rupere fragilă*; brittle fracture (e); крупкое разрушение (r)
— *Structură de dislocații*; dislocation structure (e); Versetzungsstruktur (g); дислокационная структура (r)
— *Structură în mozaic*; mosaic structure (e); Mosaikstruktur (g); мозаичная структура (r)
— *Sublimită*; subboundary (e); Subkorngrenze (g); субграница (r)
— *Surse de dislocații*; dislocation source (e); Versetzungsquelle (g); источкник дислокаций (r)
— *Sursă Frank-Read*; Frank-Read source (e); source de Frank-Read (f); Frank-Read-Quelle (g), источник франка-Рида (r)
— *Treaptă în dislocații*; jog in dislocation (e); cran (f); Sprung (g); ступенька, порог дислокации (r)
— *Vacanțe, locuri atomice vacante*; vacancy (e); lacune (f); Leerstelle (g); вакансия (r)

BIBLIOGRAFIE

[1] Geru N. *Termeni utilizați în metalurgia fizică a deformării plastice.* Metalurgia 19 (1967), nr. 2, p. 99.
[2] Geru N. *Termeni utilizați în metalurgia fizică.* Metalurgia 19 (1967), nr. 12, p. 700.

CRONICĂ

A IX-a SESIUNE DE COMUNICĂRI ȘTIINȚIFICE A INSTITUTULUI DE CERCETĂRI METALURGICE

În perioada 16—18 ianuarie a. c. au avut loc în București lucrările celei de-a IX-a Sesiuni de comunicări științifice a Institutului de cercetări metalurgice.

Sesiunea s-a desfășurat în lumina directivelor trasate de Plenara Comitetului Central al Partidului Comunist Român din 16—17 decembrie 1968, la care au fost analizate și sarcinile cercetării științifice în etapa actuală de dezvoltare a țării noastre.

La sesiune au participat reprezentanți din cadrul M.I.M., C.S.P., M.I.C.M., M.I.P., C.N.C.S., Academia R. S. România, institute de învățământ superior, de la institutele de cercetări și proiectări, ingineri din întreprinderi siderurgice, refractare, din sectorul construcțiilor de mașini, din industriachimică etc.

Lucrările sesiunii s-au desfășurat în cadrul a șase secții:

Secția I — Fonte-turnătorie;
Secția a II-a — Oțeluri;
Secția a III-a—Deformări plastice, tratamente termice;
Secția a IV-a—Utilizarea oțelurilor, încercări fizico-mecanice, coroziune;
Secția a V-a — Materiale refractare, cocs, semicocs, produse cărbunoase;
Secția a VI-a — Aliaje neferoase, metalurgia pulberilor.

Au fost prezentate 107 comunicări tratînd diverse probleme legate de reducerea consumurilor specifice, de intensificarea proceselor tehnologice, introducerea de noi procedee metalurgice și asimilarea unor produse noi cu caracteristici superioare.

Din cei 268 autori ai comunicărilor, 20 sînt specialiști din străinătate, iar 75 din uzine, institute și unități centrale, ceea ce reflectă creșterea prestigiului Institutului de cercetări metalurgice și intensificarea legăturilor sale cu uzinele și institutele din țară și străinătate.

La lucrările sesiunii au participat peste 400 specialiști din țară, precum și 34 oameni de știință din R. P. Bulgaria, R. S. Cehoslovacă, R. D. Germană, R. F. a Germaniei, Elveția, Italia, R. P. Polonă, R. P. Ungară și U. R. S. S.

În cadrul secției I s-au prezentat 19 comunicări. Cu un interes deosebit au fost primite comunicările tratînd: perspectivele de reducere a consumului de cocs la furnale, prin utilizarea gazului metan preîncălzit, fonte perlitice de înaltă rezistență cu grafit lamelar, destinate turnării pieselor pentru mașini-unelte, oxidarea topiturilor de fontă, turnarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular, folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire la fabricarea lingotierelor.

La secția a II-a s-au susținut 18 comunicări. Largi dezbateri au fost pe marginea referatelor privind: asimilarea elaborării oțelurilor slab aliate cu mangan și mangan-siliciu în convertizoare cu oxigen, oțeluri aliate cu N,V și Nb pentru construcții metalice, cercetări pe model al gazodinamicii unui cuptor Martin de 400 t.

Din cele 22 lucrări prezentate în cadrul secției a III-a vii discuții au fost asupra comunicărilor tratînd: probleme legate de teoria deformației plastice cu fibraj continuu, experimentări privind obținerea de benzi din oțel silicios pentru transformatoare, optimizarea programelor de laminare pentru tablă groasă la C. S. Galați, simularea tratamentelor termomecanice în domeniul austenitei reziduale.

La secția a IV-a au fost prezentate 15 comunicări. Dintre lucrările mai importante care au atras atenția participanților la lucrările secției se pot menționa: posibilitățile de ameliorare a caracteristicilor mecanice ale tablelor groase din oțeluri OL37 prin tratament termic, cunoașterea comportării la temperatură în exploatarea de foarte lungă durată a unor oțeluri ferito-perlitice termostabile, influența purității oțelului asupra conductivității electrice la temperaturi joase.

În cadrul secției a V-a s-au susținut 19 referate tratînd: fabricarea și utilizarea cimenturilor și betoanelor de calitate superioară, îmbunătățirea calității cărămizilor de oală prin folosirea de materii prime inferioare, considerații critice privind alegerea tehnologiei și șarjei pentru o nouă cocserie clasică, considerații asupra indicilor de fabricare a cocsului prin fluidizare.

La secția a VI-a s-au prezentat 14 referate, larg dezbătute, care au tratat probleme privind: îmbunătățirea fabricației filierelor din carburi de wolfram, noi materiale sinterizate de tip cupru-aluminiu, aliaje din sistemul cupru-nichel-mangan cu înalte caracteristici mecanice, influența unor elemente de aliere asupra proprietăților Bz6ZnT.

Sesiunea s-a situat la un înalt nivel științific, scoțînd încă o dată în evidență necesitatea desfășurării unui larg schimb de experiență și opinii între cercetători, importanța legării și mai strîns a activității de cercetare de cerere producției, precum și accelerarea finalizării și valorificării rezultatelor cercetărilor.

M. ALEXANDRESCU

Stabilirea unei metode optime pentru determinarea viscozităţii zgurelor

Ing. M. VLĂDESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.046.58 : 532.13

În cele ce urmează se vor arăta cîteva metode de determinare a viscozităţii fluidelor, precum şi cîteva consideraţii asupra alegerii celei mai bune metode pentru măsurarea viscozităţii zgurelor metalurgice.

Metode pentru determinarea viscozităţii fluidelor

Dintre metodele folosite pentru determinarea viscozităţii fluidelor se vor prezenta pe scurt cele mai uzitate.

a. *Metoda capilară sau prin curgere.* La acest procedeu se măsoară viteza de curgere a unui fluid avînd un volum cunoscut, printr-un capilar de diametru stabilit, mărimea măsurată fiind timpul de curgere (fig. 1).

Viscozitatea se calculează cu formula lui Poiseuille :

$$\eta = \frac{\pi r^4 pt}{8\,Vl}, \qquad (1)$$

unde : η este viscozitatea dinamică, P ; r — raza capilarului, cm ; l — lungimea capilarului, cm ; V — volumul de fluid, cm^3 ; t — timpul de curgere, s ; p — căderea de presiune, dyn cm^{-2}.

Fig. 1

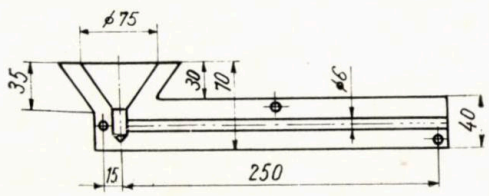


Fig. 2

Această metodă se utilizează pe scară largă datorită uşurinţei de lucru, dar folosirea ei este limitată pînă la temperaturi în jur de 1 200°C. Depăşirea acestei temperaturi este legată de dificultăţile în alegerea unui material corespunzător pentru creuzet şi capilar.

Hagenbach şi Z. Neumann [1] au completat formula (1) prin luarea în considerare a energiei cinetice care există în lichidul care curge :

$$\eta = \frac{\pi r^4 pt}{8\,Vl} \cdot \frac{V - \rho}{8\pi lt}, \qquad (2)$$

unde :

ρ este greutatea specifică a lichidului, g cm^{-3}.

C. H. Herty [2] a propus un procedeu simplu pentru determinarea viscozităţii în uzină. Acesta constă dintr-un bloc de oţel cu partea superioară în formă de pîlnie care se continuă cu un tub cu diametrul de 6 mm şi lungimea l de 250 mm (fig. 2). Zgura lichidă se toarnă pe sus şi curge în lungul capilarului pînă se solidifică. Drumul parcurs este o măsură a viscozităţii. Cu toată rapiditatea sa, acest procedeu este mult prea inexact pentru cercetări ştiinţifice.

b. *Metoda prin căderea corpurilor.* La baza acestei metode stă legea lui Stockes, după care vitezei de cădere a unei bile printr-un fluid i se opune o forţă ascensională care depinde de raza bilei şi de viscozitatea fluidului (fig. 3).

Pentru determinări se foloseşte o bilă de platină. Mărimea măsurată este viteza de cădere.

Viscozitatea se determină cu relaţia :

$$\eta = \frac{2}{9} g \cdot r^2 \frac{s - \rho}{v}, \qquad (3)$$

unde :

η este viscozitatea, P ; g — acceleraţia gravităţii, $cm \cdot s^{-2}$; r — raza bilei, cm ; ρ — greutatea specifică a lichidului, $g \cdot cm^{-3}$; g — greutatea specifică a bilei, g cm^{-3} ; v — viteza de cădere, cm s^{-1}.

În anul 1903, G. Tammann [3] a făcut primele determinări prin această metodă, iar R. Ladenberg [4] a cercetat influenţa peretelui vasului şi a înălţimii lichidului asupra mişcării bilei.

Fig. 3

Fig. 4

După constatările făcute, pentru un cilindru de lichid cu raza R şi înălţimea h, rezultă relaţia :

$$\eta = \frac{2}{9} g \cdot r^2 \frac{s - \rho}{v\left(1 - 2{,}4\,\frac{r}{R}\right)\left(1 - 3{,}3\,\frac{r}{h}\right)} \qquad (4)$$

După datele din literatură, prin această metodă se pot determina viscozitatea numai peste 5 poise.

c. *Metoda decrementului logaritmic* [5],]6]. Această metodă, denumită şi procedeul oscilatoriu, se bazează pe determinarea amortizării mişcării unui corp care oscilează în jurul axei sale. Corpul oscilant este atîrnat de o sîrmă subţire, iar amortizarea oscilaţiilor de către lichidul care înconjură corpul sau se află în interiorul său este o măsură a frecării lui interne (fig. 4).

Metoda de calcul permite să se obţină valorile absolute ale viscozităţii, fără să fie nevoie de o etalonare prealabilă a viscozimetrului pe fluide de viscozitate cunoscută.

Viscozitatea cinematică ν se calculează cu ajutorul relaţiei lui Şvidcovski [10]:

$$\nu = \frac{1}{\pi}\left(\frac{K}{MR}\right)^2 \frac{\left(\delta - \frac{\tau}{\tau_0}\delta_0\right)^2}{\sigma^2\tau}, \qquad (5)$$

în care:

K este momentul de inerţie al creuzetului fără probă, g·cm²;

M — masa probei, g;

R — raza probei, cm;

δ — decrementul logaritmic al amortizării oscilaţiilor rotative pentru creuzetul cu probă;

δ_0 — decrementul logaritmic al amortizării oscilaţiilor rotative pentru creuzetul fără probă;

τ — perioada unei oscilaţii complete a creuzetului cu probă, s;

τ_0 — perioada unei oscilaţii complete a creuzetului, fără probă, s;

σ — un coeficient care ţine seamă de influenţa părţii inferioare a creuzetului.

Valoarea lui σ se obţine din relaţia:

$$\sigma = 1 - \frac{3}{2}\left(\frac{\delta}{2\pi}\right) - \frac{3}{8}\left(\frac{\delta}{2\pi}\right)^2 - a + \frac{4R}{2H}\left(b - \frac{c\,\delta}{2\pi}\right), \qquad (6)$$

în care: H este înălţimea probei din creuzet, cm; a, b, c — coeficienţii care se aleg din tabele [10].

Decrementul logaritmic al amortizării probei se calculează după relaţia:

$$\delta = \frac{1}{n}\ln\frac{A_0}{A_n}, \qquad (7)$$

n care: n este numărul de oscilaţii complete observate; A_0, A_n — amplitudinea oscilaţiilor la începutul şi la sfîrşitul unei serii de oscilaţii observate, mm.

Trebuie subliniat faptul că relaţia (7) poate fi aplicată numai în cazul în care relaţia dintre logaritmul amplitudinilor din cadrul unei serii de oscilaţii şi numărul oscilaţiilor

$$\ln A_n = f(n) \qquad (8)$$

este liniară, iar în cursul unei serii de oscilaţii poziţia zero a spotului luminos rămîne constantă. De aceea, înainte de a începe determinările propriu-zise, se construieşte graficul $\ln A_n = f(n)$ şi numai dacă se obţine o linie dreaptă, se poate trece la calcularea decrementului logaritmic.

Calculul viscozităţii se face din aproape în aproape. La început se ia $\sigma = 1$ şi astfel, cu ajutorul formulei (5), se obţine prima aproximare a lui ν/ν_d.

Se află apoi valoarea criteriului:

$$y = \frac{2\pi R^2}{\nu_0\,\tau}, \qquad (9)$$

care trebuie să fie mai mare decît 100 şi, în funcţie de acesta, se iau din tabele valorile coeficienţilor a, b, c, după care se calculează σ din formula (6).

Următoarea aproximare a viscozităţii se obţine din relaţia:

$$\nu_1 = \frac{\nu_0}{\sigma_1^2}, \qquad (10)$$

fiind suficiente trei determinări în afară de ν_0.

Momentul de inerţie K trebuie determinat cu mare precizie, deoarece el intră în formula de calcul la puterea a doua. Pentru a-l determina se poate folosi formula:

$$K = \frac{\tau_0^2 K'}{\tau'^2 - \tau_0^2}, \qquad (11)$$

unde τ_0 este perioada unei oscilaţii complete a creuzetului (împreună cu întreg sistemul suspendat de firul elastic) fără probă, iar τ' este perioada unei oscilaţii complete a creuzetului, împreună cu un etalon al cărui moment de inerţie K' este cunoscut.

Perioadele τ' şi τ_0 se obţin ca medie aritmetică a 50 de perioade complete.

Momentul de inerţie K' se determină după relaţia:

$$K' = \frac{1}{2}m(r_1^2 + r_2^2), \quad \text{g·cm}^2 \qquad (12)$$

în care: r_0 este raza exterioară a etalonului, cm; r_2 — raza interioară a etalonului, cm; m — masa etalonului, g.

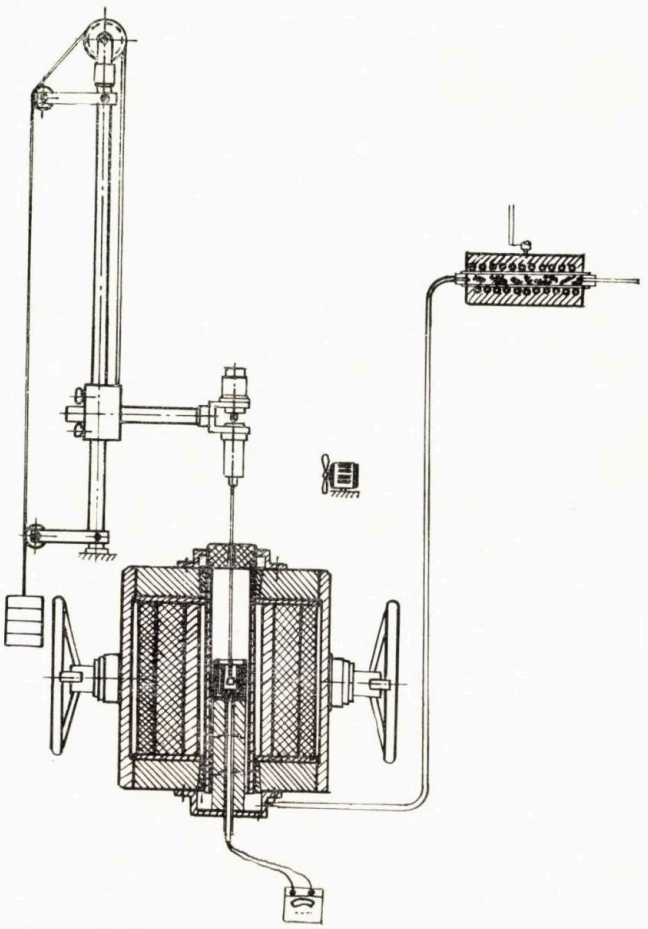


Fig. 5

d. *Metoda cilindrilor concentrici.* La această metodă, care de altfel este cea mai utilizată în prezent, se roteşte fie creuzetul cu lichidul a cărui viscozitate trebuie măsurată, în jurul unui corp fix scufundat în el, fie se roteşte, în creuzetul fix, un corp cilindric; aceasta din urmă este metoda cea mai folosită (fig. 5).

Mişcarea de rotaţie în jurul axei longitudinale a creuzetului sau a corpului în rotaţie are loc cu viteză unghiulară constantă [5], [6].

Măsurarea viscozităţii se face în funcţie de rezistenţa pe care lichidul o opune mişcării de rotaţie.

La măsurări trebuie să se ţină seamă de grosimea spaţiului inelar dintre corpul de imersie şi creuzet şi de adîncimea de scufundare [6].

Pentru lăţimi mici ale spaţiului dintre corp şi creuzet (raportul dintre raza corpului şi raza creuzetului $\cong$ 0,67), sînt valabile relaţiile curgerii ale lui Couette [7], [8]:

$$\eta = \frac{M}{8\pi^2 nh}\left(\frac{1}{r_i^2} - \frac{1}{r_a^2}\right), \qquad (13)$$

unde: η este viscozitatea lichidului, P; h — înălţimea cilindrului rotitor, cm; r_i — raza cilindrului rotitor, cm; r_a — — raza interioară a creuzetului, cm; M — momentul de rotaţie, dyn·cm; n — numărul de rotaţii, s^{-1}.

Mărimea măsurată este momentul de rotaţie.

Pentru această metodă se foloseşte viscozimetrul tip Rotovisko, domeniul de măsurare fiind între 0,5 şi $4 \cdot 10^9$ CP.

Alegerea metodei de măsurare la determinarea viscozităţii zgurelor metalurgice

La măsurarea viscozităţii zgurelor nu poate fi vorba de măsurări de mare precizie, ca în cazul determinărilor la temperaturi scăzute; totuşi, metoda de măsurare trebuie să ofere valori relativ precise şi pe cît posibil reproductibile.

Pe baza relaţiilor matematice şi a valorilor găsite la alte măsurări efectuate pe lichide etalon, s-a renunţat la metoda prin cădere şi prin curgere, atît datorită greutăţilor întîmpinate la alegerea materialelor refractare necesare topirii şi curgerii fluidelor, cît şi erorilor relativ mari.

Metoda prin măsurarea decrementului logaritmic, pe lîngă faptul că necesită o aparatură complexă, destul de greu de lucrat cu ea, nu se pretează la determinări în serie.

Cea mai uzitată metodă rămîne cea a cilindrilor concentrici, indicată de literatură ca fiind şi cea mai accesibilă.

Greutăţile întîmpinate la topirea zgurei, deci la alegerea materialului pentru creuzet şi la alegerea agregatului de topire, fac ca şi această metodă să fie destul de dificilă, ca rămînînd totuşi singura accesibilă mai ales în cazul unui număr mare de încercări [9].

BIBLIOGRAFIE

[1] Schenck H. şi Frehberg M. G. Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1962, p. 421.

[2] Hofmann E. E. Stahl und Eisen, 1959, p. 846.

[3] Hofmann E. E. şi Das N. K. Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1961, p. 199.

[4] Kozakevitch P. Revue de Metallurgie, nr. 8, 1954, p. 569.

[5] Hofmann E. E. şi Nabin K. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 4, 1961, p. 199—208.

[6] Hans-Jürgen Langhammer şi Hans Günter Geck. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 9, 1967, p. 691—699.

[7] Umstätter H. Archiv für das technische Messen, 1950, p. 129.

[8] Schultz-Grunow F. şi Weymann H. Kolloid — Zeitschrift, 1953 p. 61.

[9] Nedka-Hristova Malceva. Avtoreferat na disertaţiata predstavena za prisjdane na naucina stepen „Kandidat na tehniceskie nauki" — Fizico-himiceska harakteristika na viscomanganovi şlaki, Sofia, 1967.

[10] Şvidkovski E. G. Necotorie voprosî o viazcosti rasplavlenîh metalîh. Gosudarstvennoe izdatelistvo tehnicotcecticcscoi literaturî, Moscova, 1955 p. 46

RECENZIE

E. AVRAM şi T. SĂLĂGEAN. Procedee conexe sudării. Bucureşti, Editura tehnică, 1968, 192 pag., 113 fig., 43 tab., 55 ref. bibl.

Concomitent cu diversificarea lucrărilor de sudare atît din punctul de vedere al configuraţiei pieselor sudate, cît şi din acela al materialelor îmbinate, se asistă la o creştere a numărului procedeelor de sudare şi la afilierea unor procedee conexe. Cunoaşterea acestor procedee conexe permite lărgirea posibilităţilor tehnologice, contribuind la realizarea sau repararea diferitelor produse într-un mod mai raţional din punct de vedere tehnic şi mai eficient din punct de vedere economic. Corespunzător acestui scop, lucrarea recenzată selectează un grup de procedee conexe şi procedee fizice de sudare, pentru care furnizează cititorului cunoştinţele de bază din domeniul teoriei, tehnologiei şi utilajului.

Materialul este sistematizat în cinci capitole după procedeele tratate, primul fiind consacrat lipirii.

Pornind de la prezentarea principalelor legi care guvernează difuzia în metale şi fenomenele de sudare a metalelor, precum şi analizînd constituenţii obţinuţi la lipire, se obţine baza teoretică necesară pentru expunerea în continuare a problemelor legate de materialele folosite la lipire şi încercarea acestora.

Abordînd în continuare aspectele tehnologice, se trec în revistă modul de pregătire a marginilor, plasarea lipiturilor în construcţie şi diferitele procedee de lipire ca, de pildă, cele cu flăcără oxigaz, în cuptor, prin inducţie, prin rezistenţă electrică şi prin scufundare. Capitolul se încheie cu tratarea particularităţilor la lipirea diferitelor materiale: oţeluri, fonte, aluminiu, cupru şi zinc.

Cel mai extins capitol este consacrat procedeelor de pregătire a suprafeţelor metalice. După o succintă trecere în revistă a problemelor generale legate de determinarea oportunităţii recondiţionării pieselor uzate se abordează încărcarea prin sudare, parcurgînd într-o succesiune logică aliajele folosite, aspectele legate de amestecarea materialului de încărcare cu metalul de bază, formarea stratului de încărcare în cazul unui electrod bandă şi încercarea pieselor încărcate.

Drept exemple de încărcare prin sudare cu arcul electric se prezintă încărcarea bandajelor de la roţile tramvaielor, a brăzdarelor de plug şi a cilindrilor de la laminoare. În cadrul aceluiaşi capitol sînt tratate, de asemenea, călirea superficială, tratamentele termochimice şi metalizarea.

Rafinarea oţelurilor în baie de zgură constituie obiectul capitolului III, care începe cu discutarea sistemului zgurifiant adecvat diferitelor scopuri şi influenţa acestuia asupra compoziţiei chimice a metalului rafinat.

Sînt arătate, de asemenea, condiţiile tehnologice de efectuare a rafinării şi se descriu utilajele aferente.

Din cîmpul larg de aplicare a acestui procedeu sînt date exemple privind rafinarea oţelurilor pentru rulmenţi, a oţelurilor austenitice 18/8, a aliajelor Fe — Ni — Co şi a oţelurilor austenitice Cr — Ni — Mo — Cu.

Următorul capitol se ocupă cu tăierea metalelor cu plasmă. Pornind de la prezentarea unor noţiuni legate de plasmă, se tratează principalele tipuri de generatoare de plasmă, inclusiv sursele de curent şi dispozitivele auxiliare. Pentru caracterizarea sursei termice sînt arătate temperaturile şi randamentele ce se obţin în diferite situaţii. Partea cea mai extinsă a acestui capitol se referă la regimurile de tăiere, făcîndu-se detalierile corespunzătoare diferitelor clase de oţeluri şi aliaje de aluminiu. Se aminteşte pe scurt şi folosirea plasmei la metalizare.

Ultimul capitol cuprinde procedeele fizice de sudare, şi anume sudarea prin frecare, sudarea cu jet de electroni şi sudarea materialelor plastice. Sînt scoase în evidenţă unele probleme privind atît regimul de sudare, utilajul folosit, cît şi domeniile de aplicare.

Selectarea materialului este făcută cu multă competenţă, iar extinderea relativă a diferitelor capitole are în vedere condiţiile actuale şi de perspectivă ale industriei noastre.

Se remarcă faptul că o mare parte din materialul prezentat se bazează pe cercetările proprii ale autorilor sau pe realizările obţinute în ţară. Urmărirea lucrării este favorizată de expunerea clară, sistematică.

Cercul cititorilor căruia i se adresează cuprinde atît pe inginerii şi tehnicienii sudori, cît şi pe studenţii facultăţilor de tehnologia construcţiei de maşini.

DR. ING. V. *MICLOŞI*

Metode de determinare a porozității unor materiale utilizate în industria siderurgică (refractare, cocs, aglomerat, catalizatori)

Ing. F. SCHIEBER și ing. A. ALEXANDRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 539.217.1

Porozitatea reprezintă o proprietate deosebit de importantă, care influențează cinetica proceselor fizico-chimice de la suprafață și proprietățile fizico-mecanice ale materialelor. O porozitate mare mărește suprafața de contact, îmbunătățește permeabilitatea la gaze, reduce, în cazul materialelor refractare, greutatea specifică.

De aceea, cunoașterea porozității unui material poate contribui în mare măsură la determinarea comportării acestuia în contact cu diferite substanțe.

Există un mare număr de metode curente și simple de determinare a acestei proprietăți, unele proprii unui anumit tip de material, altele generale, care se pot folosi pentru mai multe categorii de materiale. Există, de asemenea, mai multe metode moderne, remarcabile prin precizia rezultatelor, fiecare avînd avantaje și dezavantaje. Această ultimă categorie de metode începe să fie din ce în ce mai des folosită, cu toate că, în general, aparatura necesară este mai complexă, iar datele trebuie prelucrate.

În continuare se arată cîteva dintre aceste metode, însoțite de o prezentare succintă, menționîndu-se, acolo unde este cazul, domeniul de aplicabilitate (la ce material se referă, limite, avantaje și dezavantaje). Spre a facilita înțelegerea corectă a lor, se va prezenta baza teoretică și se va adopta o clasificare care să evidențieze diferitele căi de soluționare ale acestei importante proprietăți a materialelor.

Se știe că prin porozitate totală a unui material se înțelege raportul dintre volumul total al porilor și volumul său aparent (adică volumul materialului + volumul porilor), iar prin porozitate aparentă se înțelege raportul dintre volumul porilor deschiși și volumul aparent al materialului. Ambele tipuri de porozități servesc, de la material la material, la stabilirea efectelor acestei proprietăți asupra reacțiilor fizico-chimice și asupra proprietăților fizico-mecanice.

În funcție de dimensiunea lor, porii se împart în macropori și micropori. W. Pruss [1] apreciază, pentru cărbune și cocs, că dimensiunea care separă cele două categorii de pori ar fi de 100 Å. Gilchrist și colaboratorii [2] consideră că există două grupuri distincte de pori: unul cuprinzînd domeniul 0,05 — 0,5 mm și altul, domeniul 1 — 2 mm, fără să precizeze însă dacă cele două categorii reprezintă pentru autori micro- și macroporozitatea. H. Brusset și F. Luquet [3], într-un studiu despre catalizatori, consideră că macroporozitatea se referă la un domeniu cuprinzînd pori mai mari de 15 μm și că microporozitatea se referă la acea categorie a porilor cu dimensiuni sub 15 μ. În lucrarea [4] autorii, descriind o metodă de determinare a porozității aglomeratului prin cîntărirea acestuia în aer și în apă, apreciază, ca macropori, toți porii care se umplu cu apă (deci intră în discuție numai porii deschiși). Această definiție nu este însă exactă deoarece, dacă s-ar folosi lichide diferite, penetrabilitatea acestora ar fi diferită și, în plus, excluderea porilor închiși, arbitrară. (Toate dimensiunile prezentate mai înainte se referă la diametrul porilor.)

Macro- și microporozitatea au prezentat, de la autor la autor, de la material la material și de la metodă la metodă, valori care se deosebesc uneori cu cîteva ordine de mărime.

Se precizează, de asemenea, că nu există încă nici o metodă care să fi dat satisfacție deplină în ceea ce privește exactitatea rezultatelor și că se pot deosebi metode mai exacte și mai puțin exacte, după cum există metode curente și simple și metode mai complexe. Ultima categorie de metode corespunde și datelor celor mai apropiate de realitate.

În determinarea porozității materialelor există metode care se referă atît la volumul porilor, cît și la suprafața lor. În legătură cu măsurarea suprafeței specifice a materialelor poroase, cercetătorul Imre Aladar [5] face o grupare a metodelor în trei clase: metode bazate pe adsorbția gazelor; metode bazate pe adsorbția soluțiilor; metode fizice.

Pe baza acestei clasificări — considerată cea mai corectă, incluzînd și metodele exacte pe măsurarea volumului porilor — se vor descrie, în continuare, metodele destinate determinării porozității materialelor.

În lucrarea [5] se apreciază ca fiind mai exacte metodele din prima categorie, precum și metoda indicatorului radioactiv care face parte din a doua categorie.

În ceea ce privește fenomenul adsorbției, acesta poate să aibă un caracter fie chimic, fie fizic și cîteodată mixt. Atît studiul amintit [5], cît și în general celelalte materiale publicate, se referă la fenomenul adsorbției fizice.

Metodele bazate pe adsorbția gazelor sînt împărțite în două mari categorii [5]:

— gravimetrice — care pot fi la rîndul lor: statice sau dinamice;

— volumetrice — care pot fi: statice sau dinamice.

Printre metodele gravimetrice statice, bazate pe scufundarea probei în gaz și determinarea cantității de gaze sau vapori adsorbite, se menționează cea a lui Mc. Bain [6], care folosește ca mijloc sensibil de măsură alungirea unei spirale de cuarț.

Prin perfecționarea metodei lui Mc. Bain, Dubinin [7] măsoară, cu spirale de cuarț, scăderea de greutate a unui gaz ajutător, adsorbit în mod dozat.

În locul spiralei de cuarț, cercetătorul Gregg [5] propune o microbalanță din sticlă cu două brațe, plasată în interiorul vasului de adsorbție și a cărei echilibrare se realizează prin modificarea curentului electric care circulă într-un solenoid exterior. Cunoscînd greutatea gazului adsorbit și volumul moleculei acestui gaz, se poate calcula suprafața solidului măsurat. La calcule se ține seamă și de forța ascendentă, care crește cu presiunea gazului.

Metodele gravimetrice dinamice diferă de primele prin aceea că gazul circulă prin sistem [5]. În general, acesta este alcătuit din vaporii unui compus organic, care are o tensiune mare la temperatura camerei și care este adsorbit de către material. Metoda folosește de asemenea o balanță; asemănător metodei statice, trebuie să se țină seamă de forța ascedentă a mediului.

Din categoria metodelor volumetrice statice, cea mai răspîndită și acceptată ca standard internațional pentru determinarea izotermei de adsorbție este metoda B.E.T. (Bruna-

uer — Emmet — Teller.) Acceptînd ideea că în prima fază a adsorbției se formează un strat pelicular de grosimea unei molecule, urmată apoi de condensarea gazului și de formarea unui număr infinit de straturi, autorii au dedus o formulă care permite determinarea suprafeței specifice a materialului absorbant, cunoscînd valorile suprafețelor necesare pentru moleculele și unitățile de volum ale unor gaze [8].

Funcționarea instalației de laborator este prezentată în lucrarea [8], iar o variantă simplificată, elaborată de G.M. Haynes, în lucrările [5] și [9].

Pe baza metodei B.E.T. a fost construit, de către firma CARLO ERBA, un sorbtometru, denumit comercial „Sorbtomatic" [10]. Acest aparat permite determinarea izotermelor de adsorbție și de desorbție ale azotului. Volumul gazului adsorbit este obținut prin măsurarea scăderii presiunii gazului în urma fenomenului de adsorbție. Determinarea adsorbției trebuie făcută la temperatura azotului lichid.

Metodele volumetrice dinamice stau la baza construcției unui alt tip de sorbtometru. Ele au fost elaborate de Cremer și Roselius [11], Wolf și Bayer [12]. Din cauza unor dezavantaje legate în primul rînd de numărul mare de date termodinamice necesare calculării suprafeței specifice, a fost dezvoltată o nouă metodă, aparținînd aceleiași categorii de mai sus, prezentată de Nelson și Eggersten [13], respectiv Lee și Stross [14]. Prin această metodă se determină volumul gazelor de adsorbție, nu prin măsurarea presiunii și a volumelor într-un sistem static, ci prin măsurarea concentrației într-un curent continuu. Principiul este următorul: peste proba calcinată și degazată se trece un curent de amestec gazos (He și N_2), de concentrație cunoscută. Concentrația amestecului gazos este înregistrată, înainte și după experimentare, cu celule de detectare a conductibilității termice. Proba răcită cu N_2 lichid adsoarbe din amestecul gazos N_2, ceea ce se manifestă

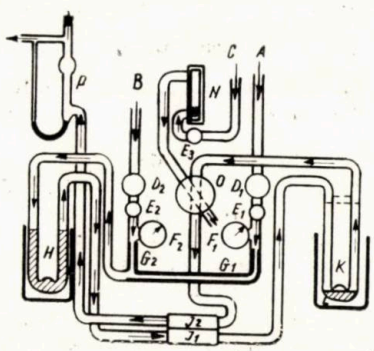


Fig. 1. Schema sorbtometrului automat:
A — gaz purtător; *B* — gaz adsorbit; *C* — gaz de etalonare; D_1, D_2 — regulatoare de presiune; E_1, E_2, E_3 — ventile tip ac; F_1, F_2 — manometre; G_1, G_2 — tuburi capilare; *H* — răcitor umplut cu vată de sticlă; I_1, I_2 — vase Dewar; J_1 — partea de comparare a detectorului; J_3 — partea de măsurare a detectorului; *K* — tubul de probă; *L* — proba; *M* — ventil de scurtcircuitare; *N* — rotametru; *O* — ventil de admisie a gazului; *P* — contor de gaz.

pe sorbtogramă sub forma unui maxim. Imediat după ce se stabilește echilibrul, aparatul de înregistrare revine la valorile de bază. În acest moment se îndepărtează sistemul de răcire și proba se încălzește. Pornește desorbția gazului, prezentînd pe diagramă un minim. Cantitățile de gaz adsorbite și desorbite sînt proporționale cu suprafețele închise de maxim și minim. Etalonarea spațiilor se face prin amestecarea gazului purtător (He) cu o anumită cantitate cunoscută de N_2 și astfel se obțin maximele pentru etalonare pe sorbtogramă. Dacă gazul desorbit este egal cu cel adsorbit, cantitativ, ambele valori pot fi folosite în calcul.

Presiunea parțială a azotului din amestecul gazos se calculează din viteza de curgere și cu ajutorul presiunii barometrice. Bazat pe principiul prezentat mai sus s-au construit și aparate automate ca, de exemplu, sorbtometrul prezentat în figura 1.

Metodele de adsorbție a soluțiilor sînt în general cele mai comode, cele mai frecvente, dar și cele mai inexacte. Ele se pot repartiza în trei grupe: metode cu adsorbție de lichid; metode de adsorbție de colorant; metode cu indicator radioactiv.

Din prima categorie se desprinde o metodă curentă de determinare a porozității refractarelor prin cîntărire în lichid.

Metodele standardizate în România [15] pun la dispoziția cercetătorilor un sistem simplu de determinare a porozității pe baza saturării probei în lichid, a cîntăririi și a determinării volumului ei aparent, prin raportarea diferenței dintre masa probei saturate, în aer și în lichid, la densitatea lichidului.

Se subliniază însă faptul că, în cîntăririle care se fac în serie, nu se poate evita aderența apei pe diversele suprafețe ale materialului și nici nu se poate asigura menținerea apei în porii mari.

Experiențele efectuate după această metodă, la ICEM, pe probe de aglomerat, nu au dat rezultate satisfăcătoare.

Primele cercetări asupra porozității aglomeratelor au urmărit scopul de a determina mărimea porozității de volum. Ea s-a exprimat în procente și a arătat ce parte din volumul total al bulgărului ocupă golurile. Metodica unor asemenea determinări a fost simplă și a permis să se găsească separat volumul porilor mari și mici. Ea se încadrează în grupa metodelor cu adsorbție de lichid și constă din următoarele [4]: bucata de aglomerat s-a cîntărit în aer și s-a determinat greutatea sa *P*. Aceeași bucată, cîntărită în apă, a permis să i se determine volumul fără porii umpluți cu apă (porii deschiși). Calculat, acest volum V_1 va fi egal cu pierderea în greutate a probei după scufundarea în apă:

$$V_1 = P - P_1,$$

unde P_1 este greutatea probei în apă.

Apoi bulgărul s-a acoperit cu un strat subțire de parafină și, prin diferența de cîntărire în apă și în aer, s-a determinat volumul său total V_2. După aceea s-a determinat prin metoda picnometrică greutatea specifică reală a masei de aglomerat *d*, pentru a calcula macro- și microporozitatea și, de asemenea, porozitatea totală, egală cu suma acestora, după relațiile:

$$\text{macroporozitatea } v_1 = \frac{V_2 - V_1}{V_2} \cdot 100, \ \%;$$

$$\text{microporozitatea } v_2 = \frac{V_1 - P/d}{V_2} \cdot 100, \ \%;$$

$$\text{porozitatea totală } v_0 = \frac{V_2 - P/d}{V_2} \cdot 100, \ \%.$$

În tabela 1 sînt arătate datele obținute la determinarea porozității prin metode volumetrice [14].

Tabela 1

Tipul aglomeratului	Bazicitatea CaO : SiO_2	Greutatea specifică aparentă, g/cm³	Greutatea specifică reală, g/cm³	Macroporozitatea, %	Microporozitatea, %
A. Aglomerat de laborator					
— nefondant	0,13	2,1	4,25	52,50	9,60
— autofondant	0,34	1,9	4,15	54,83	8,40
— autofondant	0,81	1,8	4,08	54,40	6,30
— autofondant	1,11	1,6	4,08	52,60	6,60
— autofondant	1,70	1,6	4,04	57,30	6,85
— autofondant	2,89	1,5	3,96	58,30	5,46
B. Aglomerat de uzină					
— autofondant I	1,04	2,3	4,16	36,50	4,60
— autofondant II	1,45	2,4	4,88	36,20	6,40

Tot o metodă de determinarea a adsorbției de apă, dar de data aceasta sub vid, pornește de la ideea că cu cît este mai scăzută presiunea, cu atît se vor umple cu apă golurile din

probă într-o mai mare măsură [4]. S-a stabilit sub apă presiunea de 0,01 mm col. Hg, la care s-a considerat că toţi porii deschişi s-au umplut cu apă.

Metodele cu adsorbţie de colorant cuprind cîteva experienţe dintre care se amintesc două, fără a stărui prea mult asupra lor, deoarece au un caracter aproximativ.

A.N. Pohvisnev şi M.S. Gonciarevski au determinat suprafaţa porilor deschişi, prin metoda adsorbţiei de albastru de metilen. Acesta posedă proprietatea că 1 mg în strat monomolecular ocupă o suprafaţă de 1 m². Experienţele au arătat că porozitatea aglomeratului a variat între limitele 0,87 şi 4,38 m²/g [4].

Determinarea suprafeţei porilor deschişi prin adsorbţia albastrului de metilen a căpătat o oarecare răspîndire, dar se menţionează că, de exemplu, prezenţa CaO schimbă polaritatea, starea energetică a suprafeţei şi capacitatea ei de adsorbţie.

Încercări privind porozitatea cocsului au fost făcute tot cu ajutorul metodei adsorbţiei de colorant. Cu scopul de a preveni dificultatea inaccesibilităţii unor pori în interiorul bucăţilor de cocs, interiorul a fost blocat. Aceasta s-a realizat, la început, plasînd proba într-un lichid fierbînd (lichid nemişcibil cu apa [2], cum ar fi petrolul) şi apoi răcind-o prin trecerea din petrol în apă. Apa, înlocuind petrolul de pe suprafaţa cocsului, îl pregăteşte pentru adsorbţie de colorant.

Iniţial metoda a avut rezultate promiţătoare, dar experienţele ulterioare au înşelat aşteptările, datorită faptului că interfaţa apă — petrol nu era stabilă şi existau adsorbţii diferenţiale de colorant pe suprafeţe diferite, datorate probabil impurităţilor minerale.

Metodele cu indicatori radioactivi [5] fac parte din metodele moderne de determinare a suprafeţei specifice. Ele se bazează pe ideea că între suprafaţa cristalelor şi soluţie se stabileşte un echilibru dinamic. În stare de echilibru, între suprafaţă şi soluţie are loc un schimb continuu de ioni. Dacă la soluţia saturată a elementului cristalin, care conţine şi elementul cristalin, se adaugă şi izotopul radioactiv al elementului, după stabilirea echilibrului, izotopul se va repartiza între suprafaţa fazei solide şi soluţie, în aceeaşi proporţie care există între numărul de ioni inactivi care alcătuiesc suprafaţa cristalelor şi numărul atomilor din soluţia saturată. Metoda cuprinde şi o formulă care dă valoarea suprafeţei specifice în funcţie de volumul şi solubilitatea componentului inactiv, precum şi de activităţile iniţiale şi specifice ale soluţiei (ultima, la starea de echilibru). Dat fiind unele aproximări care intervin şi în cadrul ultimei metode prezentate din categoria celor cu adsorbţie de soluţie, se consideră utilă selectarea acelor metode care să fie simple sau precise. Metoda adsorbţiei de soluţii cu izotopi radioactivi nu îndeplineşte nici una din condiţiile de mai sus.

Metodele fizice sînt numeroase şi în bună parte apelează la aparatură complicată. Ca şi celelalte metode, ele dau o serie de rezultate demne de luat în seamă, deşi nu sînt lipsite de unele limite şi neajunsuri. Există mai multe metode, din care se evidenţiază cele care se bazează pe: permeabilitatea gazelor; condensarea capilară; schimbarea densităţii aparente: penetraţia capilară.

Metoda permeabilităţii gazelor este tratată în diverse lucrări dintre care se desprinde o variantă intitulată „Metoda curentului de gaz" , care a format obiectul mai multor expuneri [16], [17].

Într-un pat de particule poroase, spaţiul dintre particule este exprimat ca „volum gol". Gazul, scurgîndu-se printr-un astfel de pat, chiar în cele mai favorabile condiţii (cînd porii materialului ar forma canale continue în direcţia curentului), trece de fapt complet prin spaţiul gol. În astfel de condiţii, volumul gol se consideră ca spaţiul dintre particulele înconjurate cu un înveliş protector, iar suprafaţa specifică este imaginată ca suprafaţa care limitează unitatea de volum, oricare ar fi forma particulelor. Cu diminuarea dimensiunii particulelor se schimbă şi volumul gol, deci şi suprafaţa specifică. Evident, se constată şi o schimbare a densităţii probei.

Metoda nu este directă şi duce în final la determinarea densităţii materialului pentru dimensiuni diferite, ceea ce indirect este legat de porozitatea materialului. În plus, se apreciază incorect suprafaţa specifică a materialului.

Metoda condensării capilare [2] constă în trecerea vaporilor unui lichid în porii unui material, aceasta ducînd la un efect de capilaritate pozitivă. Diametrul maxim al porului este obţinut din prelucrarea presiunii de vapori şi a tensiunii superficiale a lichidului. În afara altor neajunsuri, Drake şi Ritter [18] au arătat că această metodă este aplicabilă numai pentru măsurarea capilarelor foarte fine.

Principiul penetraţiei capilare se bazează pe învingerea fenomenului de capilaritate negativă a unor lichide (cum este mercurul) prin mărirea presiunii. El a fost elaborat de Washburn în 1921. Se ştie că forţele de tensiune superficială se opun pătrunderii în pori a oricărui lichid al cărui unghi de contact depăşeşte 90°. Acest fenomen stă la baza măsurării dimensiunii porilor.

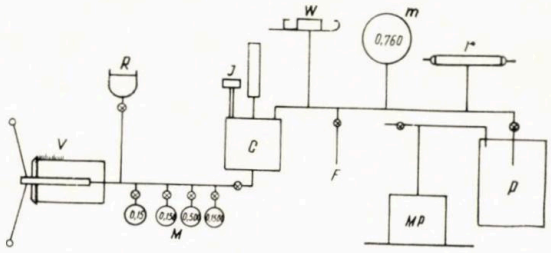


Fig. 2. Aparat pentru măsurarea porozităţii catalizatorilor:
V — pompă volumetrică; *C* — celulă cu probă; *M* — manometre; *m* — manometru; *J* — manometru; *W* — vacuoscop (Mac-Leod); *T* — tub pentru controlul vidului; *P* — rezervor cu mercur; *MP* — grup motopompă; *R* — rezervor de mercur; *F* — robinet de admisie a aerului.

Metoda constă în a evalua volumul mercurului introdus în pori în funcţie de presiunea p. Cu ajutorul relaţiei $R = \frac{7{,}5}{p}$ se trece de la presiune la raza porului respectiv. Un aparat destinat măsurării porozităţii catalizatorilor este prezentat în figura 2.

Aparatul este realizat de S.N.Marep şi descris în lucrarea [3]. El se compune din: o pompă volumetrică V în legătură cu celula C, unde este introdusă proba. Presiunile superioare presiunii atmosferice sînt măsurate de manometrele M, cele inferioare, de manometrul m. Manometrul J determină volumele de mercur cînd se lucrează sub presiunea atmosferică.

Măsurarea porozităţii unei probe se împarte în două etape:

1) Măsurarea macroporozităţii (macroporozitatea corespunde presiunilor inferioare celei atmosferice, adică diametrelor de pori mai mari de 15 μ).

După punerea probei sub vid, celula C este umplută cu mercur. Nivelul acestuia este reperat cu ajutorul manometrului electric J. Se produc, cu ajutorul robinetului F, cîteva admisii de aer succesive, care au ca efect scăderea nivelului mercurului prin introducerea acestuia în pori.

2) Măsurarea microporozităţii (cea care corespunde unui diametru de por sub 15 μ). Pentru fiecare presiune citită la manometrul M se citeşte, pe pompa volumetrică V, volumul de mercur introdus.

Datele experimentale obţinute cu ajutorul porozimetrului sînt: intervale de presiune Δp cărora le corespund intervalele de rază ΔR; pentru fiecare interval ΔR, volumul ΔV al porilor.

Se pot trasa două tipuri de curbe:

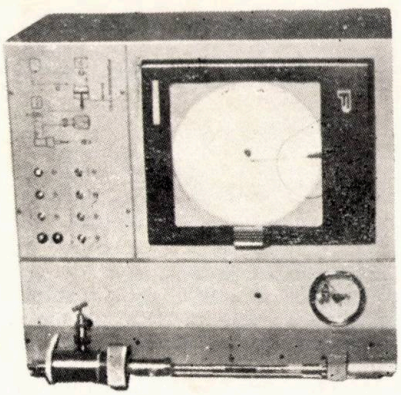
a) curba zisă „a porozităţii", reprezentînd variabila $\varepsilon\Delta V$ în funcţie de D;

b) curba zisă „de distribuţie" care prezintă variaţia $\Delta V/\Delta D$ în funcţie de D. Această curbă este oarecum curba diferenţială a celei de porozitate, variaţiile pantei acesteia din urmă reflectîndu-se pe curba de distribuţie prin maxime.

Un porozimetru cu mercur comercial (fig. 3) prezintă firma CARLO ERBA [19].

Singurul neajuns al acestei metode este inaccesibilitatea porilor închişi sau care prezintă strîcţiuni pe canal.

Metoda densităţii aparente elaborată de J. D. Gilchrist şi colaboratorii [2] se bazează pe argumentul că, pe măsură ce materialul (în speţă cocs) este redus în dimensiune, are loc o schimbare a densităţii aparente. Autorii explică acest feno-



Fig, 3. Porozimetru cu mercur „Carlo Erba" Md70.

men prin aceea că, prin sfărîmare, se elimină o parte din porii materialului. Stabilind o relaţie între densitatea şi suprafaţa porilor, autorii au reuşit să traseze un grafic care indică dependenţa dintre densitatea particulei şi dimensiunea ei.

Partea experimentală este însă mai dificilă şi necesită o durată destul de mare. Se apreciază că această metodă nu este satisfăcătoare pentru determinări în serie.

După cum se poate vedea, există un număr mare de metode pentru determinarea porozităţii materialelor, fiecare cu limite şi neajunsuri, şi nu se poate spune că există una care să corespundă tuturor exigenţelor experimentale. Astfel, determinarea porozităţii rămîne încă o problemă deschisă în faţa cercetătorilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pruss W. Brennstof Chemie, nr. 5, 1961, p. 157

[2] Gilchrist J. şi colab. J. Inst. Fuel, nr. 24, 1951, p. 207.

[3] Brusset H. şi Luquet F. Chim. et ind. — Gen. chim. nr. 3, sept. 1966, p. 557.

[4] Spravotcinik aglomeratcika. Kiev, Ed. Tehnika, 1964.

[5] Aladar I. Kohaszati Lapok nr. 9, 1965, p. 409.

[6] Mc. Bain. *The sorption of gases and vaporous by solids.* George Routledge and sons, Londra, 1932.

[7] Dubinin I. *Fizico-himiceskie osnovî sorbţionoi tehniki.* Moscova, ONTI, 1935.

[8] Brunauer S., Emmet P. H. şi Teller E. I. J. Amer. Chem. Soc., nr. 60, 1938, p. 309.

[9] Haynes G. M. Clay Minerals Bull., nr. 22, 1959., p. 69.

[10] Sorptomatic, prospect — CARLO ERBA — Milano.

[11] Cremer E. şi Roselius L. Angew Chem, 1958, nr. 70, p. 42.

[12] Wolf F. şi Beyer H. Chemische Technik, nr. 11, 1959, p. 142.

[13] Nelsen F. M. şi Eggersten F. T. Analit. Chem. nr. 30, 1958, p. 1387.

[14] Lee C. F. şi Stross F. H. 135 th. National Meeting Society, Boston, nr. 4, 1959.

[15] STAS 125—64.

[16] Ergun S. Anal. Chem. nr. 1, 1951, p. 151.

[17] Ergun S. Anal. Chem. nr. 8, 1953, p. 1222.

[18] Drake şi Ritter. Ind. Eng. Chem. nr. 41, 1949, p. 780.

[19] Mercury pressure porosimeter — prospect — CARLO ERBA — Md. 70.

Instalaţii pentru fabricarea ţevilor din oţel sudate elicoidal

Ing. A. ŞERBAN
Fabrica de ţevi sudate — Bucureşti

CZ 669.14—462 : 621.774.21

Ţevile din oţel cu diametrul cuprins între 400 şi 2 000 mm se execută mai ales prin sudare.

Deşi procedeul fabricării ţevilor sudate elicoidal a apărut în Germania încă la finele secolului trecut, totuşi în producţia industrială s-a introdus abia în deceniul trecut. Aceasta, datorită materiei prime utilizate — bandă de oţel cu lăţimi de peste 800 mm şi grosimi de peste 6 mm — care se produce pe laminoare continue şi răspîndite mai ales după cel de-al doilea război mondial, precum şi datorită creşterii vertiginoase din ultimul timp a necesarului de conducte magistrale de gaze, petrol, termoficare etc., cu diametre din ce în ce mai mari.

Fabricarea ţevilor sudate elicoidal are următoarele avantaje principale faţă de ţevile cu diametre mari sudate pe generatoare: posibilitatea obţinerii pe aceeaşi instalaţie a unei game mari de diametre dintr-o gamă restrînsă de lăţimi de bandă; continuitatea procesului de producţie şi productivitate mai ridicată; materia primă mai ieftină şi costuri mai reduse; solicitare mai redusă a îmbinării sudate cu 21 — 43 % [1]; investiţie specifică mai redusă.

Materia primă pentru fabricarea ţevilor sudate elicoidal o reprezintă banda lată de oţel, laminată la cald în rulouri. Benzile au lăţimea cuprinsă între 800 şi 2 350 mm, grosimea de 4 — 14 mm şi lungimea pînă la 600 m, iar un rulou atinge greutatea maximă de 31,5 t şi diametrul exterior de 2 500 mm, în funcţie de dimensiunile benzii şi de tipul laminorului pe care a fost produsă.

Se disting două tipuri principale de instalaţii:
— cu funcţionare continuă;
— cu funcţionare discontinuă.

Instalaţiile cu funcţionare discontinuă se opresc la epuizarea benzii, pentru introducerea unei benzi noi, iar cele cu funcţionare continuă nu se opresc deoarece introducerea benzii se face din mers.

Toate instalaţiile au trei secţiuni componente principale:
— secţiunea de pregătire a benzii;
— secţiunea de formare şi sudare;
— secţiunea de debitare şi curăţare a ţevii.

De asemenea, toate instalaţiile au caracteristic un punct fix — centrul instalaţiei — care se găseşte la intersecţia dintre axa benzii şi axa ţevii. Unghiul format de intersecţia celor două axe este egal cu unghiul elicei.

La instalaţiile cu funcţionare continuă poziţia secţiunii de pregătire a benzii este fixă, iar poziţia celorlalte secţiuni este mobilă, în raport cu centrul instalaţiei. La instalaţiile cu funcţionare discontinuă situaţia este inversă.

Secţiunea de pregătire a benzii se compune din:

— *Agregatul de derulare a ruloului de bandă.* Există două tipuri de agregate de derulare: tipul simplu, neantrenat, la care ruloul de bandă a fost în prealabil pregătit separat, şi tipul compus din mecanisme antrenate pentru desfacerea capătului benzii şi introducerea lui între valţurile de derulare. Acest din urmă tip este caracteristic pentru instalaţiile cu funcţionare continuă. În cazul tipului simplu, pregătirea prealabilă constă în derularea, îndreptarea şi tăierea capătului diform al benzii (limba de laminare) înainte de a se introduce ruloul în instalaţie.

— *Agregatul de îndreptare a benzii* format din cinci sau şapte valţuri neantrenate care redă benzii forma plană. Valţurile superioare au posibilitatea de a fi reglată poziţia lor pe verticală, în vederea creerii forţei necesare îndreptării benzii.

— *Agregatul de îmbinare cap la cap a benzilor.* La instalaţiile cu funcţionare discontinuă acest agregat este fix, iar la cele cu funcţionare continuă este mobil, fiind montat pe o maşină care, prin deplasarea sa, asigură îmbinarea din mers. Există şi instalaţii cu funcţionare continuă la care acest agregat este fix, dar care folosesc acumulatoare de bandă sub forma unor şanţuri adînci, unde banda face o buclă suficientă pentru a asigura funcţionarea instalaţiei pe toată durata îmbinării [5].

Îmbinarea cap la cap se face astfel: se taie cu flacără oxiacetilenică sau cu foarfecă ghilotină limbile de laminare, se apropie cele două capete şi se sudează cu un cordon de sudură automată, cu material de aport sub strat de flux.

— *Agregatul de pregătire a marginilor benzii.* Acest agregat poate fi format din: foarfeci rotative neantrenate pentru tăierea marginilor, conjugate cu maşini pentru tocarea măruntă a marginilor tăiate sau cu tobe pentru înfăşurarea acestor margini în colaci, freze pentru curăţarea sau fasonarea marginilor benzii, perii de sîrmă pentru curăţarea superficială.

Secţiunea de formare şi sudare se compune din:

— *Agregatul de antrenare a benzii.* Acest agregat, care asigură majoritatea mişcărilor benzii în instalaţie, se compune dintr-o cajă puternică cu una sau mai multe perechi de valţuri cilindrice, toate antrenate de un electromotor prin intermediul unui reductor, şi cu posibilitatea reglării vitezei în limitele necesare vitezei de sudare, dar cu menţinerea constantă a vitezei date.

În acest scop se utilizează motoare de curent continuu sau de curent alternativ trifazat cu colector derivaţie, alimentat prin rotor cu două rînduri de perii mobile, avînd turaţia variabilă între 0 şi 2 200 t/m şi puteri cuprinse între 10 şi 150 kW, în funcţie de tipul instalaţiei. Constanţa turaţiei se asigură în limitele de $\pm$ 3 %.

Presiunea necesară dintre valţuri şi bandă se asigură cu ajutorul unor cilindri hidraulici.

— *Agregatul de formare elicoidală a ţevii.* Banda împinsă de agregatul de antrenare este introdusă în agregatul de formare elicoidală a ţevii, care poate fi format din: matriţă cilindrică de formă închisă sau deschisă, role de ghidare, valţuri de îndoire sau combinaţii dintre ele. Centrul agregatului de formare se află în centrul instalaţiei, iar axa sa se confundă cu axa ţevii şi este dispusă sub unghiul elicei faţă de axa benzii. Acest unghi este determinat de diametrul ţevii D şi de lăţimea benzii B, prin relaţia [2]:

$$\cos \alpha = \frac{B}{\pi D} \qquad (1)$$

şi în practică variază între 40 şi 72°. În funcţie de tipul agregatului de formare, de caracteristicile mecanice şi de dimensiunile benzii, pentru fiecare diametru de ţeavă există un unghi de formare optim, a cărui valoare se află în limitele arătate.

Trecerea de la fabricarea unei ţevi de un anumit diametru la fabricarea unei ţevi de un alt diametru, sau de la o lăţime de bandă la alta, se face prin oprirea instalaţiei şi prin schimbarea sau modificarea agregatului de formare.

În afară de aceasta, mai trebuie modificat corespunzător unghiul elicei, care la instalaţiile cu funcţionare continuă se obţine prin modificarea poziţiei secţiunii de debitare a ţevii — care este mobilă — faţă de secţiunea de pregătire a benzii —

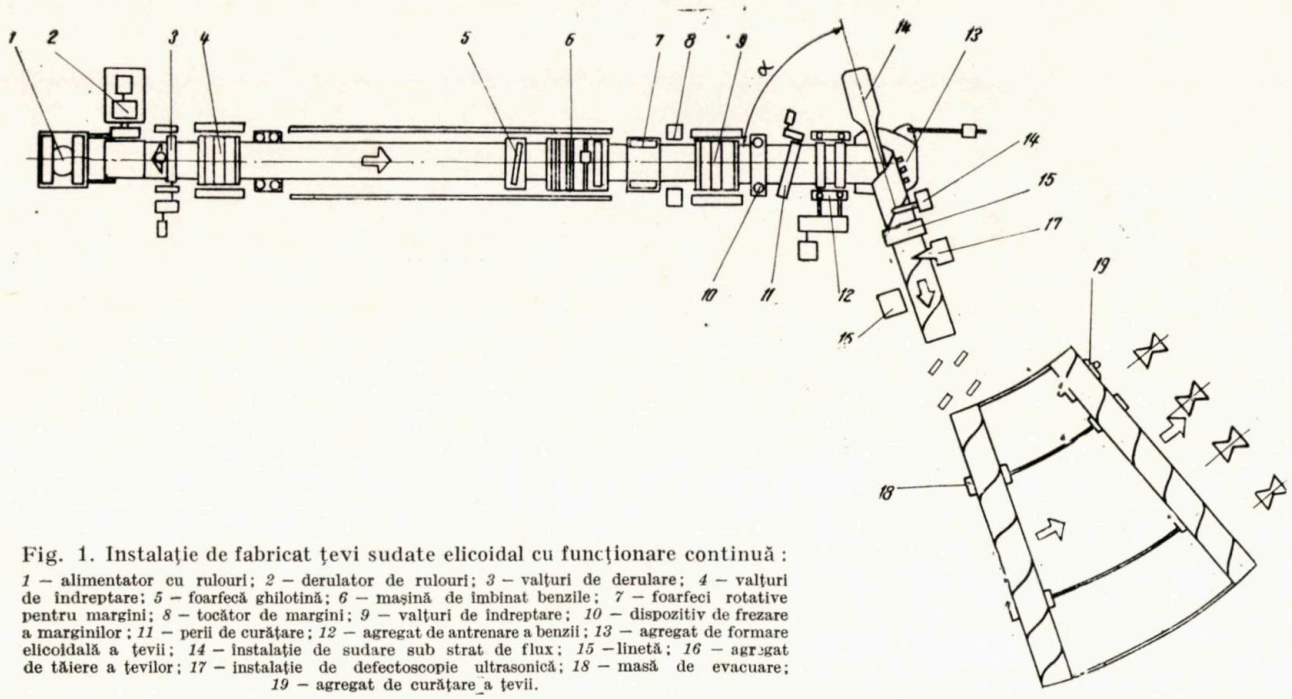


Fig. 1. Instalaţie de fabricat ţevi sudate elicoidal cu funcţionare continuă:
1 — alimentator cu rulouri; *2* — derulator de rulouri; *3* — valţuri de derulare; *4* — valţuri de îndreptare; *5* — foarfecă ghilotină; *6* — maşină de îmbinat benzile; *7* — foarfeci rotative pentru margini; *8* — tocător de margini; *9* — valţuri de îndreptare; *10* — dispozitiv de frezare a marginilor; *11* — perii de curăţare; *12* — agregat de antrenare a benzii; *13* — agregat de formare elicoidală a ţevii; *14* — instalaţie de sudare sub strat de flux; *15* — linetă; *16* — agregat de tăiere a ţevilor; *17* — instalaţie de defectoscopie ultrasonică; *18* — masă de evacuare; *19* — agregat de curăţare a ţevii.

care este fixă — iar la instalaţiile cu funcţionare discontinuă, invers.

După aceasta urmează introducerea benzii respective, formarea şi sudarea ţevii concomitent cu reglajul final al tuturor parametrilor, pînă la obţinerea primei ţevi corespunzătoare. Ansamblul acestor operaţii se numeşte schimbare de calibru.

În timpul fabricaţiei, datorită variaţiei lăţimii şi rectilinităţii axei benzii şi pentru menţinerea constantă a diametrului ţevii, este necesară adaptarea în permanenţă, în mod corespunzător, a unghiului elicei. În acest scop instalaţiile sînt prevăzute cu posibilitatea modificării în limite strînse a acestui unghi. De asemenea, pentru realizarea unei îmbinări sudate corecte, trebuie menţinut constant interstiţiul dintre cele două margini ale benzii, care se realizează prin variaţia în limite strînse a unghiului elicei. În acest scop unele instalaţii sînt prevăzute cu dispozitive automate de urmărire şi reglare.

Dirijarea ţevii se face cu ajutorul unei linete cu role prin care trece ţeava şi care este prevăzută cu posibilitatea deplasării pe direcţii perpendiculare pe axa ţevii, în scopul variaţiei în limite strînse a unghiului elicei a cărei necesitate s-a arătat.

După linetă se poate amplasa o instalaţie pentru controlul cu ultrasunete a îmbinării sudate.

— *Agregatele de sudare.* Instalaţiile de fabricat ţevi sudate elicoidal utilizează procedeul de sudare electrică automată cu material de aport sub strat de flux, pentru sudarea cap la cap a marginilor benzii cu viteze pînă la 150 m/h.

De asemenea se utilizează în mod experimental şi procedeul de sudare prin rezistenţă cu curenţi de înaltă frecvenţă (10 — 450 kHz), cu viteze de sudare foarte mari.

La sudarea electrică automată cu material de aport sub strat de flux se realizează un cordon de sudură la interiorul ţevii şi un cordon la exteriorul ei, suprapus şi întrepătruns cu primul. Fiecare cordon se poate realiza din unul sau mai multe straturi. Pentru sudare se folosesc agregate de curent alternativ sau de curent continuu care asigură fiecare o intensitate de curent pînă la 1 200 A şi o tensiune pînă la 70 V. Pentru micşorarea vîrfurilor din curba tensiunii arcului în momentul amorsării, se suprapune peste curentul de sudare un curent de înaltă frecvenţă cu ajutorul unor oscilatoare de ionizare cu frecvenţe peste 10 kHz.

Pentru benzi groase agregatele sînt prevăzutè cu sudarea cu doi electrozi simultan.

Fluxul de sudură se recirculă după ce în prealabil a fost curăţat de impurităţi, desprăfuit şi dezoxidat în instalaţii speciale.

Secţiunea de debitare şi curăţare a ţevii se compune din:

— *Agregatul de debitare a ţevii din mers* care este prevăzut cu tăietoare cu flacără oxiacetilenică sau cu jet de plasmă şi mai rar cu scule aşchietoare sau cu arc electric.

După debitare ţeava este îndepărtată de ţeava în curs de formare şi trecută, cu ajutorul unor aruncătoare, sau transportată, cu ajutorul unui dispozitiv de evacuare, la dispozitivul de curăţare.

Curăţarea ţevii de fluxul de sudură şi de zgură rămasă la interior se face pe un dispozitiv care înclină ţeava şi în acelaşi timp o roteşte, astfel încît fluxul şi zgura se evacuează şi colectează într-un buncăr amplasat la capătul ţevii.

În figura 1 este arătată schiţa unei instalaţii pentru fabricarea ţevilor sudate elicoidal cu funcţionare continuă, iar în figura 2, schiţa unei instalaţii cu funcţionare discontinuă.

Productivitatea unei instalaţii depinde de mai mulţi factori principali, şi anume: productivitatea este direct proporţională cu creşterea lăţimii şi a grosimii benzii şi cu viteza de sudare şi invers proporţională cu durata opririlor tehnologice şi a opririlor pentru revizii şi reparaţii planificate şi accidentale şi a opririlor pentru schimbările de calibru.

Între lăţimea benzii şi diametrul ţevii s-a arătat că există o anumită dependenţă, relaţia (1), iar gama unghiurilor elicei variază de la o instalaţie la alta. La rîndul ei viteza de sudare depinde de mai mulţi factori, şi anume: compoziţia chimică a oţelului, grosimea benzii, stratul de ţunder, fluxul şi sîrma de sudură şi tehnologia de sudare.

Opriri tehnologice se consideră opririle pentru introducerea unei benzi noi (la instalaţiile cu funcţionare discontinuă), pentru schimbarea pernei sau sîrmei de sudură, a duzelor etc.

Viteza de ieşire a ţevii din instalaţie se poate calcula cu formula:

$$v_t = v_s \cdot \cos \alpha = \frac{v_s \cdot B}{\pi D}, \qquad (2)$$

iar productivitatea la mersul continuu:

$$P = g \cdot \frac{v_s \cdot B}{\pi D}, \qquad (3)$$

în care:

v_t este viteza de ieşire a ţevii;

v_s — viteza de sudare;

g — greutatea ţevii pe unitatea de lungime.

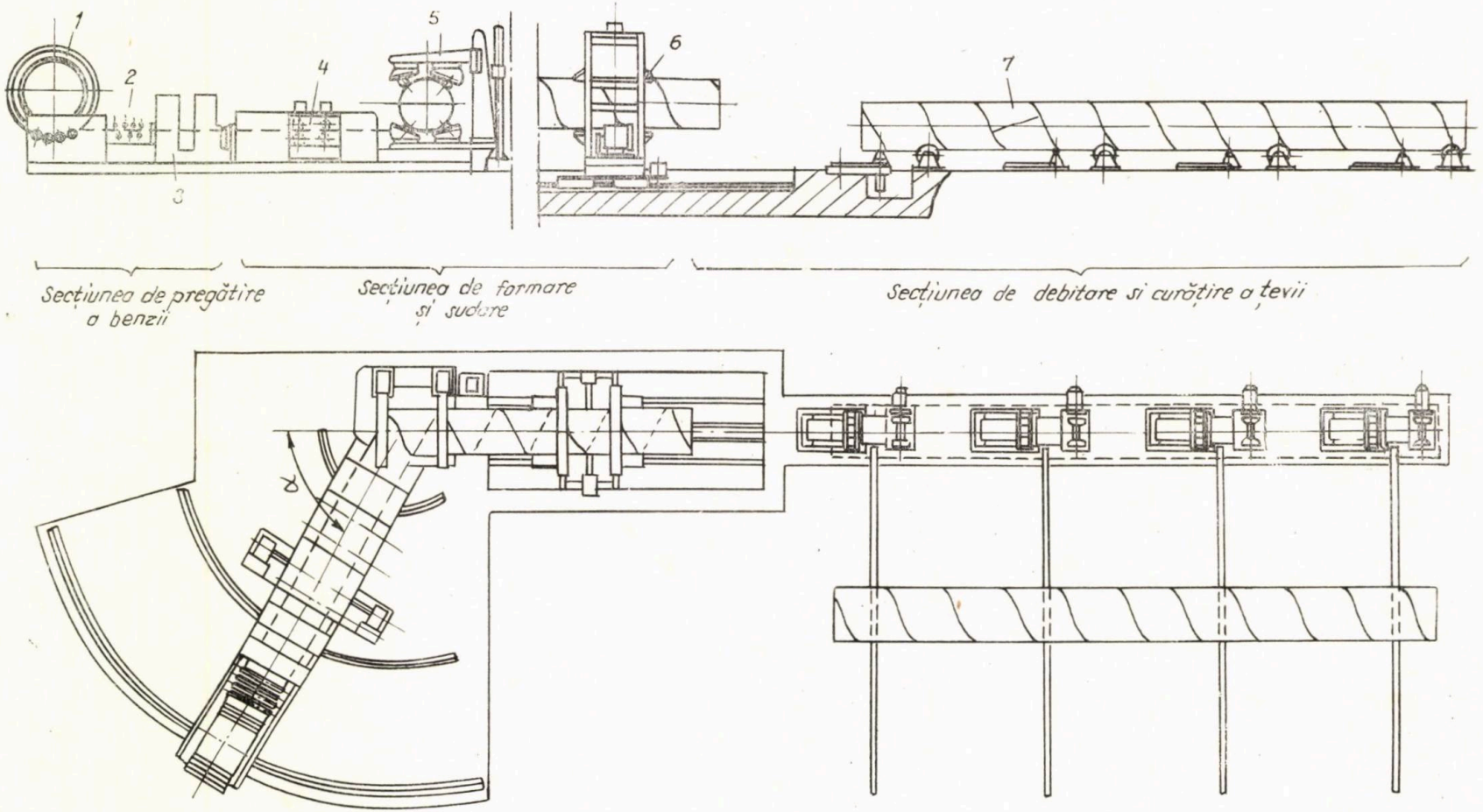


Fig. 2. Instalație de fabricat țevi sudate elicoidal cu funcționare discontinuă:

1 – rulou de bandă; *2* – agregat pentru îndreptarea benzii; *3* – agregat de îmbinare cap la cap a benzilor; *4* – agregat pentru antrenarea benzii; *5* – agregat de formare elicoidală a țevii; *6* – linetă cu role; *7* – țeavă.

Instalațiile cu funcționare continuă prezintă avantajul unei productivități sporite, care compensează investiția pentru utilajele suplimentare, față de cele cu funcționare discontinuă. Acest lucru este valabil în special la instalațiile prevăzute cu deplasarea agregatului de îmbinare a benzilor, deoarece la cele care folosesc acumulatoare de bandă, gabaritele foarte mari necesită utilaje de aproximativ două ori mai grele și suprafețe mai mari de producție.

Instalațiile prevăzute cu tăierea marginilor prezintă avantaje față de cele care utilizează bandă cu marginile tăiate pe agregate separate, deoarece: necesită investiții și costuri de producție mai reduse; marginile nu se mai pot oxida, operația executîndu-se imediat înaintea sudării.

Instalațiile care realizează cordonul de sudură interior în două straturi succesive prezintă avantajul că eventualele defecte suportate de primul strat, ca urmare a tensiunilor din zona de formare, ar fi eliminate de cel de-al doilea strat de sudură.

În ceea ce privește agregatul de formare, se tinde către înlocuirea matrițelor cu role de ghidare sau cu valțuri de îndoire sau o combinație între ele.

Țevile obținute pe instalațiile descrise sînt supuse ulterior unor operații de finisare și control.

BIBLIOGRAFIE

[1] Șerban A. *Solicitările țevilor sub presiune interioară.* Metalurgia, nr. 6, 1966.

[2] Șerban A. *Considerații asupra fabricării țevilor din oțel sudate elicoidal.* Metalurgia, nr. 3, 1964.

[3] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor și benzilor.* București, Ed. tehnică, 1963.

[4] Sălăgean Tr. *Sudarea metalelor.* București, Editura tehnică, 1965.

[5] Veier E. V. *Asimilarea producției de țevi sudate 1 020 mm cu sudura elicoidală pentru conductele de gaze.* Metalurgia, nr. 3, 1966.

[6] Krakow H. *Construcția și utilarea unei instalații noi de sudare în spirală a țevilor.* Bänder, Bleche, Rohre, nr. 8, 1968.

[7] Schmidt W. *Producerea și utilizarea țevilor de oțel sudate longitudinal și elicoidal.* Bänder, Bleche, Rohre, nr. 2, 1964.

[8] Ivan A. *Fabricarea țevilor cu viteză mare.* Welding and metal fabrication, mai, 1961.

CRONICĂ

SESIUNEA ȘTIINȚIFICĂ JUBILIARĂ A INSTITUTULUI POLITEHNIC — BRAȘOV

În zilele de 6 și 7 decembrie 1968 a avut loc la Brașov sesiunea științifică jubiliară a Institutului politehnic, consacrată sărbătoririi a 20 de ani de la înființarea acestei binecunoscute instituții de învățămînt tehnic superior din țara noastră. Comunicările acestei sesiuni au fost prezentate în ședințele a 17 secții de specialitate în prezența a numeroși delegați de la institutele politehnice, universitățile și institutele de cercetări din țară, fiind ascultate cu multă atenție de către reprezentanții numeroaselor uzine și întreprinderi, ai ministerelor tutelare și ai organelor de partid și de stat. Alături de cadrele didactice ale Institutului politehnic din Brașov au prezentat numeroase și interesante lucrări reprezentanții învățămîntului superior, industriei și institutelor de cercetări. Cu ocazia sesiunii s-a realizat un larg schimb de păreri, s-au adîncit legăturile personale și s-au stabilit relații noi în vederea stabilirii unor noi și fructuoase colaborări.

Comunicările interesînd domeniul metalurgiei au fost prezentate în două secții: la secția a X-a, Prelucrarea la rece a metalelor, s-a susținut lucrarea „Răsfrîngerea inelelor de rulmenți din platbandă laminată" (V. I. Popescu, O. Cuida, Gr. Gavrilescu — Institutul de cercetări metalurgice — București); la secția a XI-a, Prelucrarea la cald a metalelor, au fost prezentate următoarele comunicări:

— „Caracterizarea granulometrică și fizică — prin indici geometrici — a amestecurilor de formare" (C. Wanyorek);

— „Cercetări legate de comportarea la deformarea la cald a fontelor maleabile" (I. Drăgan, G. Vermeșan, I. Dragoș — Institutul politehnic — Cluj);

— „Unele probleme ale îndesării amestecului de formare" (V. Vulcu, E. Jakab, A. Constantinescu);

— „Influența microadaosurilor din fonta brută de furnal asupra proprietăților mecanice și a formei grafitului fontelor de turnătorie" (I. Sporea, A. Cornut, C. Cristuinea — I. P. — Timișoara, C. Schuch și St. Virag — Șc. profesională specială — Timișoara).

— „Cercetări privind influența carbonitrurării asupra rezistenței la oboseală a oțelului 15 C08" (P. Tudoran, I. Giacomelli, Victoria Fitărău — I. P. — Brașov, Maria Cosma — Uz. nr. 2 — Brașov);

— „Contribuții aduse la studiul matrițării pieselor din metal lichid" (A. Maniu);

— „Contribuții la sudarea aliajelor feroase cu ajutorul jetului de plasmă" (Gh. Ionescu, L. Scorobețiu);

— „Modernizarea presei de 250 tf construită de Uzina „Progresul" — Brăila" (A. Maniu, G. Memet — I. P. — Brașov, L. Tudor, Alexandru Ferat, C. N. Hronas — Uzina „Progresul" — Brăila);

— „Considerații privind influența tratamentului termic asupra corelației dintre proprietățile magnetice și mecanice ale oțelului OLC 45" (M. Ciucă — I. P. — Galați).

Prof. ing. C. Wanyorek

Captarea pulberilor cu ajutorul electrofiltrelor

Ing. I. USCATU
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.359.4

Dacă praful cu granulaţia mai mare de 5 — 10 μm se poate capta în instalaţii mecanice moderne în cantitate de 99%, praful cu granulaţia de 1 — 5 μm şi mai ales cel de dimensiuni submicronice nu se poate separa decît parţial în aceste instalaţii. Datorită acestui inconvenient s-a impus crearea altor instalaţii care să asigure o purificare mai avansată, de 98%. Astfel, în ultimii 40 de ani s-a studiat şi realizat filtrarea gazelor cu ajutorul filtrelor electrice.

Principiul de funcţionare a filtrului electric, descoperit de Hahfeld în anul 1824 şi pus în aplicare de Cottrel acum 40 de ani, a fost perfecţionat de electrofizicianul american Dr. Peuuy în perioada 1940—1943.

Această metodă de purificare a gazelor prezintă următoarele avantaje :

— principial se poate obţine un gaz cu orice puritate dorită. Pornind însă de la considerente economice, gradul de purificare a gazelor în filtrele electrice se limitează la 90 — 99%. Depăşirea acestor limite ar duce la un timp deosebit de mare de menţinere a gazului în cîmpul electric şi la o mărire corespunzătoare a volumului aparaturii ;

— consumul de energie pentru depunerea particulelor variază între 0,1 şi 0,8 kW la 1 000 m³ de gaz, iar pierderea de presiune în filtrele electrice nu depăşeşte în mod normal 3 — 15 mm col. apă. Astfel, consumul total de energie este foarte mic ;

— purificarea electrică poate fi efectuată, de asemenea, la temperaturi înalte şi în prezenţa mediilor agresive din punct de vedere chimic ;

— este posibilă automatizarea completă a procesului de purificare.

TIPURI DE FILTRE ELECTRICE

În funcţie de forma electrozilor de depunere, filtrele electrice se împart în două grupe : tubulare şi cu plăci.

În filtrele tubulare se folosesc ca electrozi de depunere tuburi metalice rotunde sau hexagonale, iar ca electrozi care produc efectul corona se folosesc sîrme întinse de-a lungul tuburilor. Tuburile folosite la aceste filtre electrice au diametrul de 150—300 mm şi lungimea de 3 000 — 4 000 mm (fig. 1).

Filtrele electrice cu plăci de tip Cottrell au următoarele părţi componente : electrozi corona şi electrozi de precipitare sub formă de plăci ; carcasa filtrului, confecţionată în general din tablă şi profile de oţel (în formă paralelipipedică), prevăzută cu buncăr de colectare a prafului ; ştuţuri de intrare şi ieşire a gazului ; suport pentru fixarea izolatoarelor.

PRINCIPIILE FIZICE ALE PROCESULUI

Prafurile existente în industrie în general sînt neutre din punct de vedere electric. În vederea separării particulelor de praf trebuie intervenit din exterior, pentru a deranja echilibrul electric al particulei. Realizarea acestui deranjament se face cu ajutorul unui cîmp electric produs de doi electrozi. Dacă pe electrozi se aplică o diferenţă de potenţial destul de mare, se va putea observa la un galvanometru, montat în circuitul de alimentare, trecerea unui curent datorat ionizării gazului dintre electrozi.

Ionizarea gazului între electrozi poate avea loc în două feluri :

— în mod dependent, sub acţiunea anumitor ionizatori, de exemplu radiaţii ale substanţelor radioactive, raze Roentgen etc. După încetarea acţiunii ionizatorului va avea loc treptat recombinarea, adică procesul invers, de formare a moleculelor neutre din punct de vedere electric, prin unirea ionilor de sens opus ;

— în mod independent, prin mărirea tensiunii din circuitul electric pînă la o valoare care întrece constanţa dielectrică a gazului dat.

Pentru purificarea electrică a gazelor se foloseşte numai ionizarea independentă.

Sub acţiunea tensiunii aplicate, moleculele componenţilor aerului se desfac în ioni şi electroni, încărcaţi pozitiv şi negativ. Sub influenţa forţelor cîmpului electric, aceştia încep să se mişte spre electrodul care are sarcina de sens contrar.

Viteza de mişcare, deci energia cinetică a ionilor şi a electronilor creşte o dată cu creşterea tensiunii cîmpului electric. Dacă viteza ionilor şi a electronilor începe să depăşească viteza critică, datorită energiei cinetice primite, aceştia scindează, la rîndul lor, moleculele neutre pe care le întîlnesc. În felul acesta se produce ionizarea întregului volum de gaz dintre electrozi. Pe lîngă această ionizare, prin lovire se observă o mişcare intensă a aerului (fenomenul „vîntului electric"), deoarece moleculele de gaze, componente ale aerului, capătă impulsuri de la ionii care se mişcă într-o anumită direcţie.

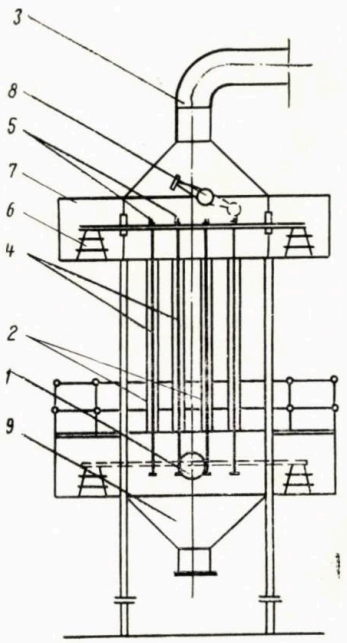


Fig. 1. Filtru electric tubular :
1 — conductă de intrare a gazelor ; 2 — electrozi tubulari de depunere ; 3 — conductă de ieşire a gazelor ; 4 — electrozi corona ; 5 — cadru ; 6 — izolatoare ; 7 — cutie laterală ; 8 — dispozitiv de lovire ; 9 — fund conic.

În timpul ionizării este necesar ca străpungerea stratului de gaz să se producă numai într-o porţiune a spaţiului dintre electrozi. O parte a stratului de gaz trebuie să rămînă nestrăpunsă şi să servească ca strat izolator, protejînd electrozii de scurtcircuitare. Deci, indiferent de forma electrozilor (cilindrici, concentrici, cilindru şi plan), între aceştia ia naştere un cîmp neomogen care în apropierea electrozilor este

atît de mare încît este capabil să ionizeze moleculele neutre, însă pe măsură ce distanța față de electrozi crește, cîmpul scade, deci și viteza de mișcare a ionilor scade. Astfel, ionizarea prin lovire devine aproape imposibilă.

Începutul descărcărilor prin ioni este însoțit de apariția unor luminiscențe slabe în jurul suprafeței conductorului (efectul corona). Cilindrul luminos indică zona de formare a ionilor. Raza acestei zone variază în funcție de valoarea tensiunii, iar modul de variație poate fi urmărit cu un galvanometru care indică valoarea curentului.

În momentul cînd apare o creștere bruscă a curentului, între electrozi apar descărcări sub formă de scîntei.

Într-un cîmp electric cilindric curentul poate fi calculat cu ecuația :

$$i = \frac{2\,b\,(U - U_a)\,U}{R^2 \ln \frac{R}{r}} \qquad (1)$$

în care :

r este raza electrodului central ;
U_a — tensiunea corona ;
U — tensiunea de lucru a electrofiltrului ;
R — raza electrodului de captare ;
b — mobilitatea ionilor.

Deci, intensitatea curentului depinde de raza electrodului central, de mobilitatea ionilor și de tensiunea inițială corona. De obicei, intensitatea curentului necesar se exprimă în miliamperi și se referă la metru liniar de electrod corona (mA/m). Intensitatea curentului se ia în limitele $I = 0{,}3-0{,}5$ mA/m, pentru electrozii tubulari, și $I = 0{,}1-0{,}35$ mA/m, pentru electrozii în formă de plăci.

Viteza de mișcare a particulelor de praf ionizate depinde de intensitatea cîmpului electric dintre electrozi. Pentru a se realiza o captare cît mai bună trebuie să se lucreze cu valori mai ridicate ale intensității cîmpului.

Este de recomandat să se fixeze intensitatea cîmpului după relația :

$$E_a = 30{,}5\left(1 + \frac{0{,}305}{\sqrt{r}}\right), \text{ kV/cm.} \qquad (2)$$

În acest caz intensitatea cîmpului în jurul electrodului central este dată de relația :

$$E = \frac{U}{\ln \frac{R}{r}}. \qquad (3)$$

Tensiunea critică a cîmpului E_0, la care apare efectul corona pe suprafața unui conductor cu raza r, aflat în interiorul unui tub, se determină pentru aer cu ajutorul relației empirice :

$$E_0 = C + \frac{e}{r}, \text{ kV/cm,} \qquad (4)$$

în care C și e sînt constante care depind de polaritatea efectului corona.

În cazul în care efectul corona este negativ :

$$C = 31\,\delta \text{ și}$$

$$e = 9{,}54\sqrt{\delta}\ ;$$

valoarea δ la o presiune puțin mai mică decît cea atmosferică se determină cu ajutorul relației :

$$\delta = \frac{0{,}392\,p}{273 + t}, \qquad (5)$$

în care :

p este presiunea aerului, în mm col. Hg ;
t — temperatura aerului, °C.

Ionizarea gazului se produce atunci cînd diferența de potențial atinge valoarea :

$$V_0 = E_0 r \ln \frac{R}{r}, \qquad (6)$$

unde :

E_0 este intensitatea critică a cîmpului, kV/cm ;
V_0 — diferența de potențial dintre electrozi ;
R și r — razele țevii și ale conductorului, cm.

După ce va avea loc străpungerea gazului lîngă conductor, adică gazul va fi ionizat și prin urmare electrodul corona va fi înconjurat de un strat de gaz bun conducător, efectul va fi același ca și cînd raza conductorului ar crește, adică intensitatea cîmpului va începe să scadă și nu va avea loc extinderea propagării descărcării.

Teoretic, ionizarea gazului, deci funcționarea electrofiltrului, este posibilă pînă la creșterea razei electrodului corona la o valoare care să nu treacă de :

$$r = \frac{R}{2{,}718}. \qquad (7)$$

Introducînd în relația (6) valoarea lui E_0 din relația (4), se găsește diferența critică de potențial pentru efectul corona, negativ, și pentru electrozii cilindrici.

$$V_0 = 31\delta\left(1 + \frac{0{,}308}{\sqrt{\delta r}}\right) \cdot \ln \frac{R}{r}. \qquad (8)$$

Această formulă este aplicabilă, în prima aproximație, pentru electrozii sub formă de plăci. Tensiunea de lucru depășește de obicei de două — trei ori tensiunea critică. Mărirea tensiunii de lucru este influențată în special de următorii factori : temperatura și umiditatea gazului, compoziția acestuia, presiunea lui, forma electrozilor care produc efectul corona și numărul lor (la filtrele electrice cu plăci). De obicei, pe o unitate de lungime a distanței dintre electrozi, se ia 4,8 kV/cm, la o temperatură normală, și 4 kV/cm, la gaze calde.

ÎNCĂRCAREA PARTICULELOR

După ce prin descărcare prin efectul corona au luat naștere purtătorii de sarcină, se pune problema cum aceștia electrizează particulele. Sînt luate în considerare două procedee diferite de încărcare :

— acumularea de purtători de sarcină sub influența cîmpului electric ;

— acumularea prin difuzie de ioni independentă de intensitatea cîmpului. Acumularea prin difuzie iese în evidență mai ales la particulele mai mici de 2 μm.

Lowe și Lucas, în urma experiențelor efectuate, au obținut rezultatele arătate în tabela 1.

Tabela 1

Raza particulei	Încărcătura în unitățile electrostatice							
	Prin cîmp electric, la timpul de influență, s				Prin difuzie de ioni, la timpul de influență, s			
0,1	0,7	2	2,4	2,5	3	7	11	15
1,0	72	200	244	250	70	110	150	190
10,0	7 200	20 000	24 000	25 000	1 100	1 500	1 900	2 300

Încărcătura maximă a unei particule sub influența cîmpului este dată de ecuația :

$$n_m = f E_i r^2, \tag{9}$$

unde :

E_i este intensitatea cîmpului în zona de încărcare ;
n_m — numărul de sarcini elementare captate de particule ;
f — constanta electrică ;

$$f = \frac{3\,\delta}{2 + \delta}$$

r — raza particulei ;
δ — greutatea specifică a particulelor.

Formula arată că încărcarea particulelor prin bombardare cu ioni este proporțională cu suprafața particulelor.

Concentrarea ionilor din cîmpul electric al unui electrofiltru este de ordinul $10^8 - 10^9$ ioni/cm^3. Există deci, în general, cu mult mai mulți ioni decît poate cuprinde praful. Din această cauză încărcarea particulelor se produce foarte repede.

Datorită acestui timp scurt de încărcare, mulți autori folosesc la calcularea încărcării particulelor o tensiune maximă și nu valoarea efectivă a tensiunii filtrelor.

Încărcarea prin difuziune depinde de diferiți factori. Lademburg dă următoarea relație :

$$n_e = 2\,10^6\, r, \tag{10}$$

care s-a dovedit suficient de exactă pentru calculele practice.

Mărimea sarcinii maxime a particulelor se determină cu formula :

$$n_0 = E\left(1 + 2\,\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - 2}\right)\frac{d^2}{4}, \tag{11}$$

unde :

n_0 este sarcina elementară $4{,}8 \cdot 10^{-10}$ unități electrostatice ;
E — tensiunea cîmpului în unități absolute 300 V/cm ;
d — diametrul particulei, în cm ;
ε — constanta dielectrică.

Pentru gaze $\varepsilon = 1$; pentru sulf $\varepsilon = 4$; pentru oxizii metalelor $\varepsilon = 12 - 18$, iar pentru metale $\varepsilon = \infty$.

INTENSITATEA CÎMPULUI

Într-un cîmp corona, intensitatea cîmpului este determinată de transportul sarcinilor, fiind deci o intensitate de cîmp dinamică.

Intensitatea cîmpului corona nedeformat este dată de relația :

$$E = \sqrt{\frac{2\,i}{b} + \left(\frac{r}{d}\,E_a\right)^2}, \tag{12}$$

unde :

b este mobilitatea ionică ;
d — distanța unui punct de potențial de axa electrodului corona, în cm ;
i — curentul corona, la 1 cm lungime.

Pentru sîrme subțiri $r \ll d$

$$E = \sqrt{\frac{2\,i}{b}} \tag{13}$$

Troost a reexaminat această relație. Deoarece o măsurare directă a intensității cîmpului dintr-un electrofiltru este aproape imposibilă, a dedus intensitatea cîmpului dintre electrozi din relația :

$$U = U_c + R \cdot E, \tag{14}$$

unde :

U_c este căderea de tensiune în zona corona.

În această relație nu au fost respectați diametrii sîrmei și cel al zonei corona.

Dacă în această relație se înlocuiește valoarea lui E din relația (13), se obține :

$$U = U_c + R\sqrt{\frac{2\,i}{b}}. \tag{15}$$

Dacă se reprezintă grafic funcția $U = f(i)$, se obține o variație ca în figura 2, în care curbele *1* și *2* sînt trasate experimental, iar curba *3* este dată de ecuația :

$$U = 15 + \left(15 \times 0{,}3\sqrt{\frac{2\,i}{400}}\right)\ \text{kV}. \tag{16}$$

Cifra 15 din paranteză reprezintă distanța reală a electrozilor ; 0,3 este factorul de transformare a valorii de tensiune electrostatică.

Mobilitatea ionilor s-a fixat la 400 unități electrostatice.

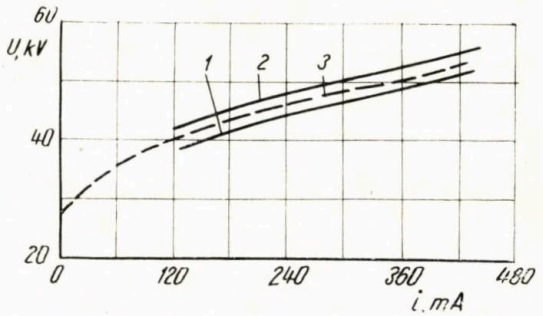


Fig. 2. Reprezentarea grafică a funcției $U = f(i)$ în cazul electrofiltrelor tubulare :
1 și *2* — curbe trasate experimental ; *3* — curbă dată de relația : $U = 15 + \left(15 \times 0{,}3\sqrt{\frac{2\,i}{400}}\right)$.

Troost a încercat să facă același lucru și la electrofiltrele cu plăci și a obținut o lege de variație a funcției $U = f(i)$ ca în figura 4.

Intensitatea cîmpului dintr-un electrofiltru cu plăci (fig. 3) este dată de relația :

$$E = \sqrt{\frac{8\,i\,D}{b\,h}}, \tag{17}$$

unde :

D este distanța de la electrodul corona la electrodul de precipitare ;
h — distanța dintre doi electrozi corona ; dacă $h \simeq 2\,D$, relația devine :

$$E = \sqrt{\frac{4\,i}{b}}. \tag{18}$$

În figura 4, curbele *1* și *2* sînt trasate experimental, iar curba *3* este dată de ecuația :

$$U = 34 + \left(16{,}5 \times 0{,}3\sqrt{\frac{4\,i}{400}}\right)\text{kV}. \tag{19}$$

În această ecuație s-a luat : $D = 16{,}5$ cm, iar ecuația (12) se consideră valabilă numai pentru curenții de ioni, fără încărcarea spațiului cu praf.

În momentul în care în spațiul dintre electrozi se află o cantitate de praf, intensitatea cîmpului la electrodul corona scade, iar la electrodul de precipitare, crește. Datorită

acestor fenomene Panthruier a stabilit următoarea relaţie pentru calcularea intensităţii cîmpului:

$$E = \frac{1}{d}\left[\left\{\left(\frac{i}{b f^2 T^2} + \mathrm{Co}^2\right) e^{2 f T d}\right\} - \frac{2 i}{f b T}\left(d - \frac{1}{2 f T}\right)\right]^{\frac{1}{2}}. \quad (20)$$

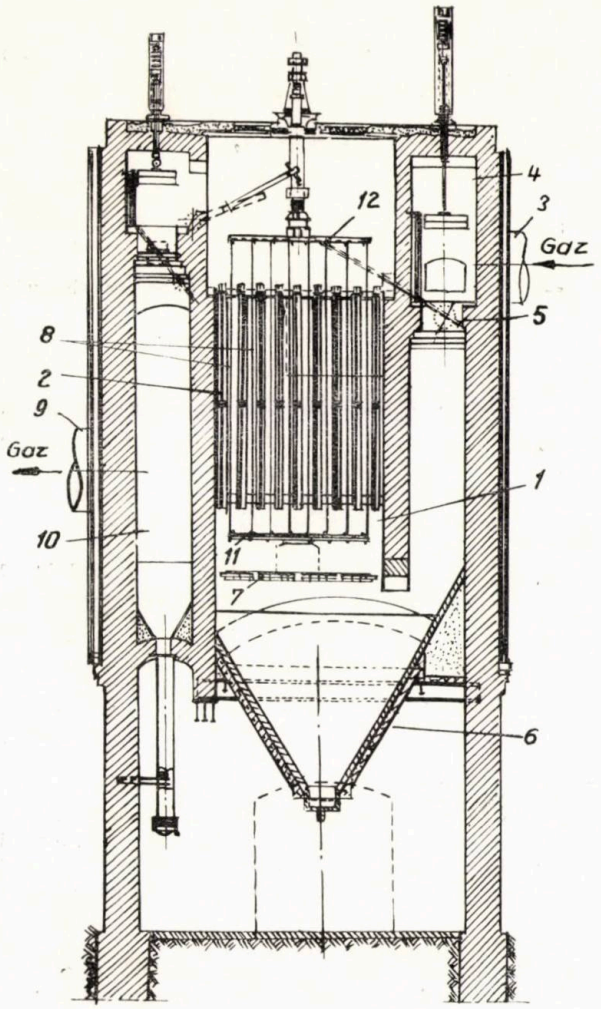


Fig. 3. Filtru electric tip HK 45:

1 — camere verticale; *2* — electrozi de depunere; *3* — conductă de intrare a gazelor; *4* — camere; *5* — supapă; *6* — colectoare pentru praf; *7* — grătar de distribuţie; *8* — electrozi corona; *9* — conductă de ieşire a gazelor; *10* — camere; *11* — cadre; *12* — cadre.

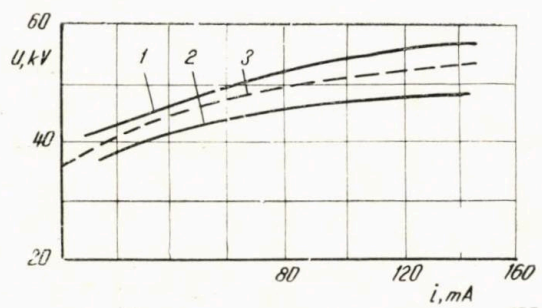


Fig. 4. Reprezentarea grafică a funcţiei $U = f(i)$ în cazul electrofiltrelor cu plăci:

1 şi *2* — curbe trasate experimental; *3* — curbă dată de ecuaţia:

$$U = 34 + \left(16{,}5 \times 0{,}3 \sqrt{\frac{4\,i}{400}}\right) \mathrm{kV}.$$

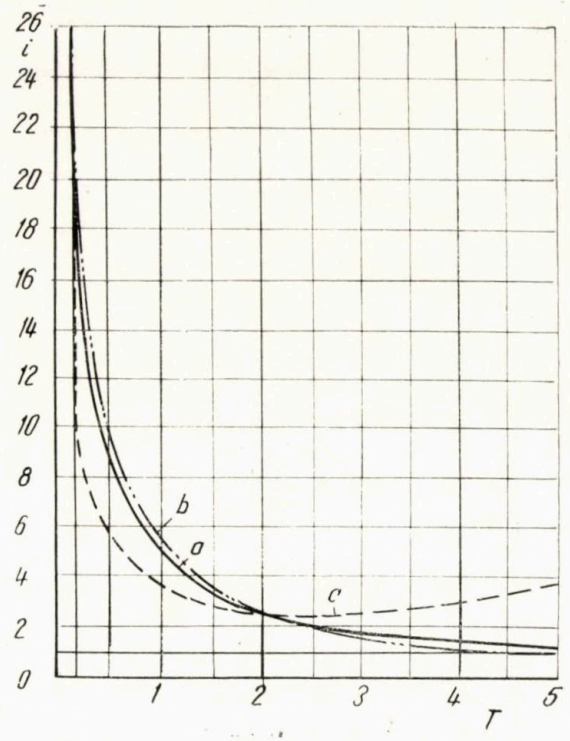


Fig. 5. Variaţia intensităţii cîmpului în funcţie de parametrul T:

a — curba dată de ecuaţia (20); *b* — curba intensităţii în cazul unui curent de 0,83 μA; *c* — curba obţinută pentru $T = 0{,}083$ cm²/cm³.

Această relaţie ţine seamă şi de influenţa sarcinii spaţiale a prafului, prin parametrul T. Valoarea lui T se calculează foarte greu, deoarece trebuie să se ţină seamă de concentraţia de praf şi de distribuţia granulometrică.

Admiţînd diferite ipoteze pentru rezolvarea acestei ecuaţii, se obţine o variaţie a intensităţii cîmpului ca în figura 5.

Curba *a* reprezintă intensitatea cîmpului după ecuaţia (20); curba *b* — intensitatea cîmpului la un curent de 0,83 μA, iar curba *c* — pentru un $T = 0{,}083$ cm²/cm³.

Cercetările lui Troost au arătat că pentru calculele practice este mai indicat să se lucreze cu ecuaţia (18), unde în locul mobilităţii *b* să se introducă o valoare *b* găsită prin experienţe.

VITEZA DE DEPUNERE

Într-un filtru electric, viteza de depunere a particulelor aflate în suspensie în gaz depinde de sarcina electrică primită, care variază de la valoarea sarcinii electrice elementare pînă la valoarea constanţei dielectrice a particulei. Particula în camera electrofiltrului este supusă acţiunii forţelor de gravitaţie, de inducţie, forţelor cîmpului electric şi ale vîntului electric.

Forţele de gravitaţie, de inducţie şi a vîntului electric au o valoare foarte mică în raport cu forţele produse de cîmpul electric, aşa încît în calcule se pot neglija. În acest caz, particula care se deplasează trebuie să învingă rezistenţa mediului gazos, a cărei valoare, conform legii lui Stokes, se determină cu relaţia:

$$S = 3\,\pi\,\eta\,d\,W_o. \quad (21)$$

În cazul unui regim staţionar de mişcare a particulelor trebuie să fie respectat echilibrul dintre forţele de frecare şi forţele produse în cîmpul electric:

$$3\,\pi\,\eta\,d\,W_o \cong n e_0\,E. \quad (22$$

Din această egalitate se deduce viteza de depunere a particulelor de formă neregulată :

$$W_0 = \frac{n e_0 E}{3 \pi \eta d}. \tag{23}$$

Pentru particule foarte mici, viteza de depunere se poate calcula cu relația empirică :

$$W_0 = \frac{E\, 10^6}{3 \pi, \eta}, \tag{24}$$

în care :

E este intensitatea cîmpului în zona de precipitare. Cunoscînd viteza de depunere W_0, se poate calcula timpul în care particula parcurge drumul x, cu relația generală :

$$W_0 = \frac{d x}{d \tau}, \tag{25}$$

de unde :

$$d\tau = \frac{d x}{W_0}. \tag{26}$$

La un filtru de formă tubulară, unde $x_1 = r$ și $x_2 = R$

$$\tau = \int_r^R \frac{d x}{W_0} \simeq \frac{R}{W_0}. \tag{27}$$

De obicei, timpul de menținere a gazului în cîmpul electric se stabilește pe cale experimentală, în conformitate cu caracterul și cantitatea impurităților de praf, precum și de gradul de purificare care se urmărește a se obține.

Gradul de separare este legat de τ prin relația :

$$\lg (1 - f) = \tau \lg c, \tag{28}$$

în care :

f este gradul de separare ;

c — constanta care ține seamă de tipul electrofiltrului și de caracterul pulberilor. Constanta c variază de la 0,05 pînă la 0,5 pentru un praf bun conducător.

Durata de menținere a gazului în cîmpul electric depinde de lumgimea cîmpului și de viteza admisibilă a gazului. Pentru lungimea cîmpului de 3—4 m viteza admisibilă a gazului este în medie de 0,8—1,5 m/s pentru filtre electrice cu plăci.

GRADUL DE SEPARARE

Viteza pe care o are particula în cîmpul electric are o influență apreciabilă asupra gradului de separare.

În cazul în care asupra unei particule acționează două forțe care au tendința să-i imprime o mișcare cu o anumită viteză în lungul axului filtrului, iar una perpendiculară pe aceasta, deci particula ar avea vectorul vitezei mai mult sau mai puțin înclinat spre axa filtrului, are loc o relație liniară între gradul de separare și viteza de mișcare.

După analizele teoretice ale vitezei gazului V s-a găsit o expresie generală a gradului de separare sub forma exponențială :

$$f = 1 - e^{-k}. \tag{29}$$

Pentru stabilirea acestei relații, Dentsch a presupus că gazul are o scurgere turbulentă, particulele sînt uniform repartizate în masa gazului și concentrațiile de praf scad de la intrare spre ieșire.

Exponentul K introduce în relație viteza de mișcare a particulei și suprafața electrozilor de precipitare. Exponentul K se calculează în funcție de felul utilizării electrofiltrului, cu ajutorul următoarelor relații :

$$a)\quad K = W_0 \frac{2 L}{R V};$$

$$b)\quad K = W_0 \frac{L}{Dv}; \tag{30}$$

$$c)\quad K = W_0 \frac{L S}{G},$$

unde :

V este viteza gazului ;

L — lungimea electrodului de precipitare în direcția curentului de gaz ;

S — suprafața electrodului de precipitare ;

G — debitul de gaz.

Relația a se referă la filtre tubulare ; relația b, la filtre cu plăci, iar relația c, la filtre cu electrozi tubulari de diferite forme.

Dependența gradului de separare față de exponentul K se poate observa din datele experimentale din tabela 2.

Tabela 2

%	60	80	90	95	97,5	98	99
K	0,9	1,6	2,3	3,0	3,7	3,9	4,6

Relația gradului de separare permite o dimensionare a electrofiltrului în funcție de eficiența de desprăfuire. Modul de variație a exponentului K, deci a eficienței electrofiltrului de la un cuptor la care se folosește oxigen, se poate urmări în tabelele 3, 4 și 5, cu date obținute la un cuptor cu insuflare de oxigen.

Tabela 3

Diametrul particulelor, microni	Concentrația, în % greutate
peste 1,1	36
sub 1,1	64
sub 1,0	44,5
sub 0,9	31,5
sub 0,8	22,5
sub 0,7	11,5
sub 0,6	5

Tabela 4

Componenții	%
Pierderi la ardere	3,28
Siliciu	0,24
Aluminiu	2,61
Oxid de fier	90,89
Magneziu	0,12
Alcalii	0,39
P_2O_5	0,73
CaO	0,80
SO_2	2,48
Clor	0,01

Tabela 5

Proba nr.	Concentrația, kg/m³		Eficiența, %	Energie kW/1000 m³/min	Temperatura, °C
	intrare	ieșire			
1	0,35	0,041	88,2	0,097	110
2	0,34	0,030	91,4	0,15	100
3	0,57	0,0045	99,2	0,14	120
4	0,54	0,0006	99,9	0,15	120
5	0,41	0,0173	95,7	0,073	113
6	0,81	0,0006	99,9	0,14	170
7	0,55	0,006	98,8	0,056	125

Alt factor important în epurarea gazului prin electrofiltre este rezistența electrică a prafului. În urma experiențelor efectuate în diferitele instalații, s-a putut stabili că rezistența specifică a prafului variază între limitele de 10^{-3} pînă la 10^{14} ohmi·cm.

Pentru a putea urmări eficiența unui electrofiltru, în funcție de rezistențele specifice ale prafului, limita de 10^{-3} la 10^{14} ohmi·cm se împarte în trei grupe, în interiorul fiecărei grupe randamentul electrofiltrului avînd o oscilație în jurul unei valori medii.

Cele trei grupe au următoarele valori: *a* — pînă la circa 10^4 ohmi·cm; *b* — de la 10^4 pînă la 2×10^{10} ohmi·cm; *c* — peste 2×10^{10} ohmi·cm.

Particulele de praf, care au rezistența specifică încadrată în grupa *a*, la atingerea electrodului de precipitare își pierd foarte repede sarcina negativă, încărcîndu-se cu sarcini pozitive. După acest schimb de sarcini, particula de praf este respinsă în spațiul dintre electrozi, iar în apropiere de electrodul corona se încarcă din nou cu sarcină negativă, repetîndu-se fenomenul.

Datorită acestui fenomen, particula de praf poate fi antrenată de curentul de gaz pînă la ieșirea din electrofiltru, deci eficiența electrofiltrului este înrăutățită.

Particulele cu rezistența specifică cuprinsă în grupa *b* sînt ideale pentru a fi captate în electrofiltru.

Particulele cu rezistența specifică mai mare de 2×10^{10} ohmi/cm, depuse pe electrodul de precipitare, formează un strat izolator, iar forța de atracție din re electrodul de precipitare și particulele noi depuse este atît de mare încît îndepărtarea lor de pe electrod este foarte greu de realizat. Și în acest caz, datorită fenomenului de repulverizare, eficiența filtrării pe cale electrică scade.

Pentru a elimina influența dăunătoare a rezistenței specifice a prafului depus pe electrozi, se caută a se mări forța de scuturare sau conductibilitate a prafului, prin umezirea lui cu apă, care se pulverizează în gazul cald înaintea intrării acestuia în filtrul electric.

Datorită caracteristicilor speciale ale electrofiltrului, în ultimul timp acest gen de instalații este foarte răspîndit, avînd o mare siguranță în exploatare și un consum mic de energie electrică. Pentru justificarea celor de mai sus, se redau, în tabela 6, datele obținute la un electrofiltru de la un cuptor Martin cu insuflare de oxigen.

Tabela 6

	Proiectat		Rezultatele probei	
Volum de gaz, Nm³/h	60 500	54 000	65 500	61 500
Temperatura gazelor, °C	212	238	238	260
Praful în interior, g/Nm³	16	9,56	14,7	6,94
în exterior, g/Nm³	0,114	0,066	0,078	0,053
Eficiența, %	99,3	99,32	99,47	99,24
Timp de tratare, s	15	16,9	14,1	14,7
Consum specific de energie, kW/1 000 m³/h	0,261	0,26	0,22	0,23

Rezultatele obținute cu instalațiile de electrofiltre în epurarea gazelor și separarea particulelor solide în suspensie au deschis un larg cîmp de utilizare a acestor instalații, făcîndu-le să dețină chiar monopolul într-o serie de sectoare ca: epurarea uscată a prafului foarte fin sau a fumului; separarea uscată a prafului fin din gaze fierbinți; separarea prafului din diferite gaze corozive; epurarea gazului de furnal etc.

Ținînd seamă de cantitățile de pulberi degajate de agregatele siderurgice, se consideră că prin folosirea electrofiltrelor în centrele siderurgice din Hunedoara și Reșița s-ar putea recupera o mare cantitate de praf și folosi ca materie primă, iar atmosfera din aceste centre nu ar mai fi viciată de substanțele nocive degajate în uzine.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kasotkin A. G. *Procese și aparate principale în tehnologia chimică*. București, Editura tehnică.

[2] * * * *Manualul inginerului electrician*. București, Editura tehnică.

[3] Heinrich D. O. *Die elektrische Gasreiningung B.W.K.*

Metode de desulfurare a fontei în afara agregatului de elaborare

Ing. ECATERINA SPLEISS

CZ 669.162.267.6

În condiţiile normale de lucru ale agregatelor de elaborare nu se poate realiza, fără cheltuieli suplimentare însemnate, o desulfurare avansată a fontei, care să satisfacă necesităţile impuse de anumite domenii de utilizare. De aceea, pentru obţinerea unor conţinuturi de sulf scăzute atît la fonta de furnal cu diferite destinaţii, cît şi la fonta de cubilou, dar mai ales la cea destinată tratamentului cu magneziu, este avantajos să se facă o desulfurare în afara agregatului de topire. În acest scop au fost puse la punct o serie de metode de desulfurare aplicate la scară industrială, fiecare cu domeniul său de aplicabilitate şi cu limitările sale. Optarea pentru o metodă sau alta se face în funcţie de condiţiile tehnice, de gradul de desulfurare urmărit şi de economicitate. Un alt considerent important în alegerea procedeului de desulfurare este temperatura necesară şi cea existentă.

În fluxul tehnologic, instalaţia de desulfurare este integrată astfel încît în amonte are agregatul de elaborare (furnal, cubilou), iar în aval, consumatorul de fontă (oţelărie, maşina de turnat, turnătoria de lingotiere, cuptorul electric cu arc sau cu inducţie, pentru supraîncălzire şi aliere în cazul procedeelor duplex, oala pentru tratamente speciale etc.).

Metodele de desulfurare în afara agregatului de elaborare se bazează pe proprietatea unor elemente (Na, Ca, Mg, Ce) de a forma cu sulful din fontă sulfuri mai stabile decît cele de fier şi mangan şi care se pot separa uşor. Agenţii desulfuranţi folosiţi mai des în practică sînt : varul (CaO), soda calcinată (Na_2CO_3) şi carbura de calciu (CaC_2). Dintre aceştia, varul este cel mai ieftin, iar carbura de calciu, cea mai scumpă. Caracteristica generală a acestora, în procesul de desulfurare, este următoarea : soda este un agent desulfurant puternic, care acţionează ca simplu adaos în oală, fără să necesite o amestecare ; eficienţa desulfurării rămîne înaltă chiar la temperaturi joase ale fontei. Are dezavantajul că la temperaturi înalte se evaporă intens, formînd vapori foarte vătămători. De asemenea, zgura formată este foarte agresivă, foarte bazică şi fluidă şi numai cu greu poate fi îndepărtată complet. Această zgură atacă intens căptuşeala acidă a oalelor ; în acelaşi timp poate avea loc o resulfurare. De aceea, o oală cu căptuşeală bazică (de exemplu din dolomită) dă rezultate mai bune la desulfurare. Procesul

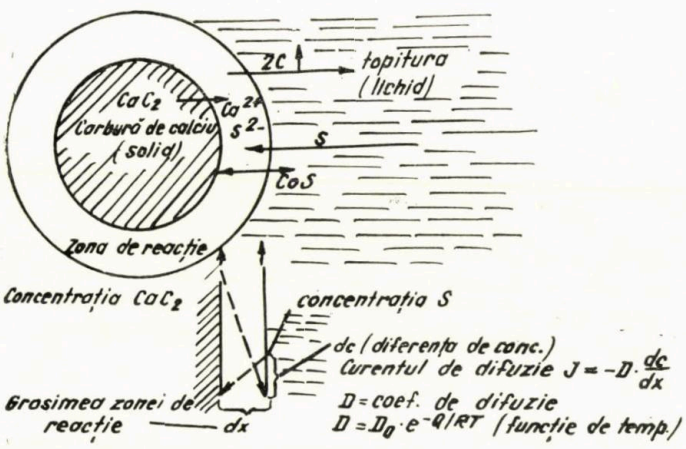


Fig. 1

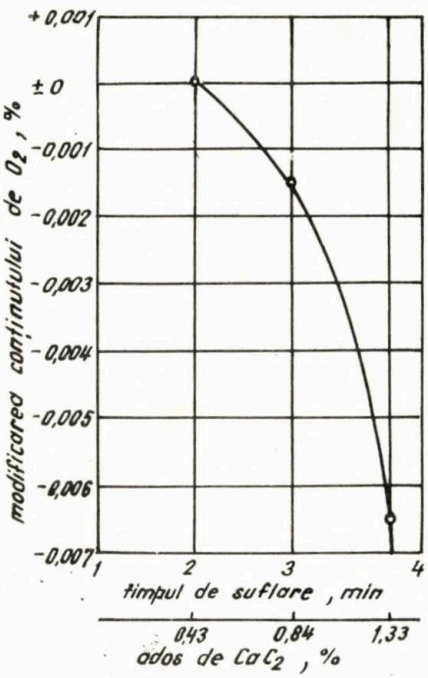


Fig. 2

de desulfurare cu sodă este însoţit, pe lîngă o scădere a temperaturii metalului, şi de o scădere a conţinutului de siliciu şi uneori şi de carbon [1].

La desulfurarea cu var trebuie să se asigure un contact intim al acestuia cu baia metalică. O simplă adăugare în oală este aproape fără efect. Zgura formată se separă destul de uşor. Reacţia fiind endotermă, are loc o scădere importantă a temperaturii băii [2].

Comparată cu soda şi varul, carbura de calciu este agentul de desulfurare cel mai favorabil din punct de vedere metalurgic, deoarece pierderile de temperatură sînt mai mici (reacţia fiind exotermă), degajă foarte puţine gaze, are un efect neînsemnat asupra conţinutului de siliciu, carbon şi mangan al fontei, zgura formată este solidă, sfărîmicioasă, nu reacţionează cu căptuşeala acidă a oalei de desulfurare, conţine puţin fier şi se poate îndepărta uşor. În schimb este necesară o temperatură mai ridicată a fontei (eficienţa desulfurării la 1 350°C este de două ori mai mică decît la 1 500°C), precum şi o amestecare energică a băii metalice.

Din figura 1 se vede modul în care particulele de CaC_2 reacţionează cu sulful din fontă. Această reacţie lichid-solid eterogenă este în funcţie de concentraţie (reacţie de ordinul II). Pentru continuarea reacţiei componenţii trebuie să difuzeze ulterior din zona de reacţie ; difuzia este în funcţie de temperatură (fig. 1) [3]. Dacă fonta lichidă conţine oxigen, acesta ar putea dăuna reacţiei de desulfurare deoarece oxidează CaC_2 dînd CaO care reacţionează endoterm cu sulful. Cu toate

acestea, efectul dezoxidant al CaC_2 este favorabil pentru fontă şi nu deranjează din cauza conţinutului extrem de mic de oxigen (fig. 2). În fine, trebuie menţionat faptul că în contact cu apa, CaC_2 produce acetilenă, deci există pericolul de explozie. Aceasta impune măsuri speciale de păstrare şi manipulare.

Toţi agenţii de desulfurare folosiţi trebuie să fie cît mai uscaţi şi să satisfacă anumite condiţii de granulaţie şi capacitate de reacţie.

Eficienţa reacţiei de desulfurare depinde de următorii factori :

— mărimea suprafeţei de reacţie, care la rîndul ei este determinată de cantitatea şi granulaţia agentului desulfurant, precum şi de intensitatea de amestecare a băii (realizată mecanic, cu ajutorul gazelor, sau electromagnetic);

— temperatura fontei lichide; randamentul desulfurării creşte cu temperatura fontei (viscozitatea fontei scade, viteza de difuzie a agentului desulfurant creşte);

— durata tratamentului, care diferă de la un procedeu la altul.

În continuare se prezintă principalele metode de desulfurare.

Turnarea metalului peste agentul desulfurant. Presărarea sodei pe jgheab sau turnarea fontei în oale pe fundul cărora se află sodă sînt procedee simple, care nu necesită nici un utilaj special. Datorită CO_2 care se degajă la descompunerea sodei se obţine o oarecare turbionare. Inconvenientul acestui procedeu este consumul mare de sodă cu o desulfurare slabă şi puţin reproductibilă. Pentru a se obţine o amestecare mai bună, conţinutul oalei poate fi transvazat în altă oală. Pierderea de temperatură este importantă, iar cantitatea de vapori de sodă nocivi este mare.

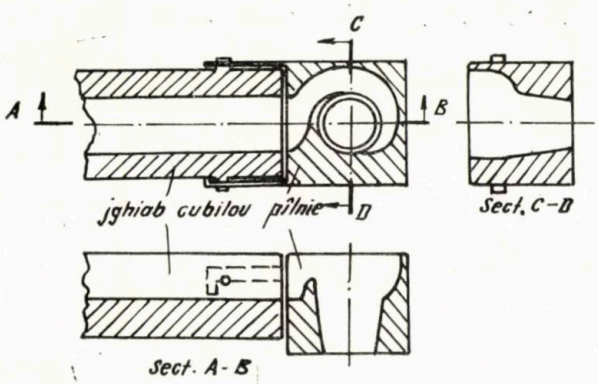


Fig. 3

La adăugarea agentului desulfurant (Na_2CO_3; CaC_2) pe jgheabul cubiloului, se poate obţine un grad mai bun de desulfurare dacă în prelungirea jgheabului se montează o pîlnie ca în figura 3 [3]. Jetul de fontă intră tangenţial în această pîlnie şi se produce o turbulenţă suplimentară. Carbura de calciu, în proporţie de 1—2%, cu granulaţia 0,3—1 mm, se adaugă în pîlnia de turbionare dintr-un dispozitiv de dozare, în mod uniform. Cu acest procedeu se pot atinge grade de desulfurare pînă la 60%, uneori chiar mai mult, dacă temperatura fontei este înaltă. Îmbunătăţirea efectului de desulfurare prin folosirea unei pîlnii se vede în tabela 1 [3].

Tabela1

	Cu pîlnie	Fără pîlnie
Conţinutul iniţial de S, %	0,085	0,081
Conţinutul final de S, %	0,039	0,056
Diferenţa ΔS, %	0,046	0,025
Cantitatea de CaC_2, %	1,5	1,5
Granulaţia CaC_2, mm	0,3—0,7	0,3—0,7
Gradul de desulfurare, %	53,7	30,9
Randamentul	0,072	0,040
Temperatura fontei, °C	1 450	1 450

La desulfurarea pe jgheab fără pîlnie, adăugarea carburii de calciu se face în apropierea orificiului de evacuare, pentru asigurarea unei amestecări bune şi timpi de reacţie suficienţi. Efectul cantităţii şi al granulaţiei CaC_2 la desulfurarea pe jgheabul obişnuit al cubiloului este prezentat în figura 4, pentru o

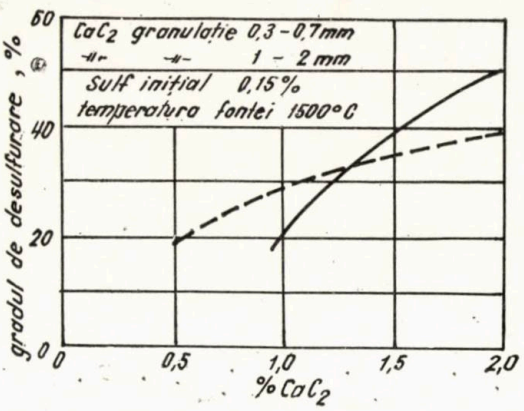


Fig. 4

fontă cu un conţinut iniţial de sulf de 0,15% şi o temperatură de 1 500°C [3].

Injectarea agentului de desulfurare prin lancea de imersie. La acest procedeu agentul desulfurant sub formă de pulbere este injectat în baia metalică cu ajutorul unui gaz purtător (aer, azot), printr-o lance.

În figura 5 este reprezentată schematic instalaţia de desulfurare a fontei de afinare prin injectarea cu lance a amestecului var-sodă-aer, construită în 1963 la Bochum (Germania) în imediata apropiere a furnalului [1]. Agenţii desulfuranţi (varul-soda) sînt aduşi în vagoane lîngă instalaţia de desulfurare. Vagoanele sînt golite pneumatic în silozuri separate pentru var şi sodă. Din aceste silozuri, varul şi soda sînt scoase şi aduse în dispozitivul de cîntărire aflat sub fiecare siloz apoi sînt dirijate într-un recipient de amestecare. Cantitatea de amestec necesară desulfurării este reglată automat, de la un pupitru de comandă. Lancea este legată de recipient printr-un tub flexibil, iar poziţia ei pe orizontală faţă de oală se reglează cu un cărucior de macara. După coborîrea capacului oalei, lancea se cufundă 1—1,2 m în fontă, iar amestecul desulfurant, constituit din var şi un anumit procentaj de sodă, se suflă în fontă, cu o presiune de 1,1—1,2 at (circa 4 l aer/kg amestec). Lancea are la partea de jos patru orificii dispuse în formă de evantai. După terminarea operaţiei de suflare, lancea se aduce automat în poziţia iniţială. Instalaţia se compune din două posturi de suflare separate astfel încît să se poată trata în acelaşi timp două oale.

Gazele rezultate în urma desulfurării conţin 40—50 g/Nm ^{3}, ceea ce reprezintă 4—5% din cantitatea de amestec desulfurant insuflat. Deşi procesul nu durează mult mai mult de cîteva minute, gazul evacuat trebuie să fie desprăfuit sau aspirat. Desprăfuirea se face prin două cicloane, urmată de o desprăfuire umedă, pînă la 50 mg/Nm ^{3}.

Influenţa cantităţii de amestec (90% var, 10% sodă) insuflat asupra gradului de desulfurare, funcţie de conţinutul iniţial de sulf, este arătată în figura 6. Se observă că la conţinuturi de sulf joase, gradul de desulfurare scade puternic, valorile nedepăşind 30—40%. Valori optime ale gradului de desulfurare (50—80%) se obţin la conţinuturi mari de sulf în fontă. Gradul de desulfurare realizat s-a calculat pe baza conţinutului de sulf al fontei înainte şi după desulfurare, însă nu imediat după încetarea suflării, ci la transvazarea fontei în oţelăria LD, deoarece s-a observat că desulfurarea mai continuă şi după încetarea suflării, conţinuturile finale de sulf fiind mai mici decît valorile obţinute imediat după desulfurare. Conţinutul de 10% sodă în amestecul desulfurant s-a dovedit a fi favorabil. Încercările efectuate cu adaosuri de 0—30% sodă, în amestecul de desulfurare, injectat în proporţie de 10—30 kg/t fontă, au arătat că o creştere a conţinutului de sodă în amestec nu îmbunătăţeşte gradul de desulfurare, ci doar măreşte

costul acestei operații. Gradul mediu de desulfurare realizat a fost de 50%.

Pierderea de temperatură care are loc la suflarea amestecului desulfurant este redată în figura 7 și este de circa 50°C; în schimb, pierderile prin radiație în timpul transportului pînă la oțelărie sînt mai mici, fonta fiind acoperită de zgura de desulfurare formată.

instalație a arătat că se pot obține valori ale gradului de desulfurare de circa 40—45%, pentru un consum de 6—8 kg var/t fontă, și de 40—60 m³ aer/h, dacă se folosește un var de calitate superioară, bine ars, de granulație fină (dar lipsit de praf) și un timp de suflare de 3—5 min. Durabilitatea lăncilor a fost de 100 suflări/lance [5].

Metoda de insuflare a amestecului desulfurant prin lance se

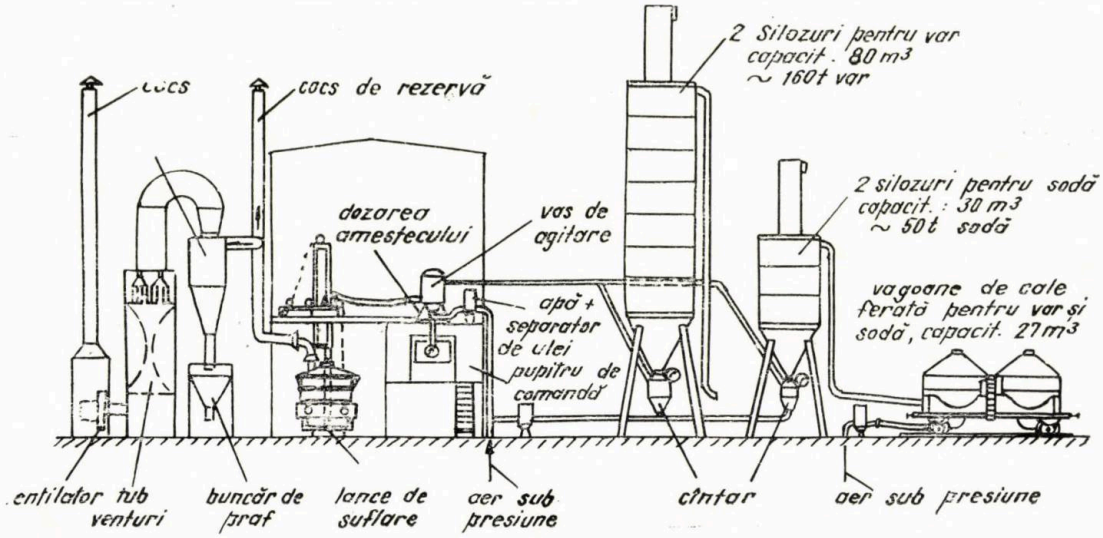


Fig. 5

La tratarea fontei cu amestec var-sodă s-a constatat o scădere a conținutului de siliciu, în funcție de cantitatea de desulfurant, cuprinsă între 0,10 și 0,20% S (fig. 8). La aceasta a contribuit oxigenul din aerul insuflat, precum și din CO_2 rezultat din descompunerea Na_2CO_3.

Durabilitatea lăncilor la această instalație a fost de 1 000 t fontă /lance.

La uzina Azovstal (U.R.S.S.) se folosește, de asemenea, din anul 1964, metoda de desulfurare a fontei de afinare prin insuflarea varului în oală cu lancea (fig. 9) [5]. Varul se aduce din camioane în buncărul de primire *a* și de acolo într-un recipient de pulverizare *b*, legat de lancea de imersie *c* printr-un tub flexibil. Aerul comprimat (3—4 at) se suflă pe la partea

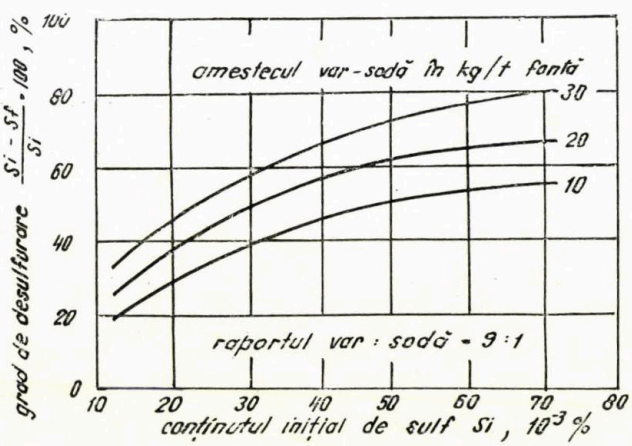


Fig. 6

inferioară a rezervorului printr-o placă poroasă. Lancea este confecționată dintr-un tub refractar prin care trece o țeavă metalică, iar partea superioară este răcită cu apă. Pentru reducerea pierderilor de fontă prin stropi, oala (de 80 t) se umple numai 3/4. Tot în acest scop se montează un capac răcit cu apă *d*. Amestecul gaz—praf, format în timpul suflării, se evacuează prin coșul *e*. Practica desulfurării la această

aplică și în turnătorii, la desulfurarea fontei de la cubiloul acid necesară pentru obținerea fontei cu grafit nodular. În acest caz însă se preferă carbura de calciu, din cauza zgurei sale sfărîmicioase și a pierderilor mici de temperatură. Cu ajutorul injectorului prezentat în figura 10 [3], carbura de calciu se poate insufla prin lance în fontă fie în antecreuzetul cubiloului, fie în oală. Injectoarele sînt mobile și se pot folosi în diferite locuri ale turnătoriei. Granulația CaC_2 indicată pentru utilizarea injectorului este 0,1—10 ohm. Gradul de desulfurare realizat depinde de cantitatea de CaC_2 insuflată (fig. 11). La desulfurarea în oală se vor prefera oalele cu diametru mic și înalte, pentru ca lancea să poată fi cufundată suficient în fontă. dînd particulelor de CaC_2 posibilitatea să reacționeze în întregime cu baia metalică. Exemplul următor poate explica această influență: lucrîndu-se cu două adîncimi ale lancei la injectarea CaC_2, într-o oală cu fontă, s-a obținut, pentru îndepărtarea aceluiași conținut de sulf, următorul rezultat [3]:

— 50,8 kg CaC_2/1 kg S la 10% din adîncimea băii;
— 12,1 kg CaC_2/1 kg S la 85% din adîncimea băii.

Deoarece reacția dintre CaC_2 și S din baie decurge exoterm, modificările de temperatură provocate exclusiv de tratamentul cu CaC_2 — care sînt în funcție de randamentul desulfurării

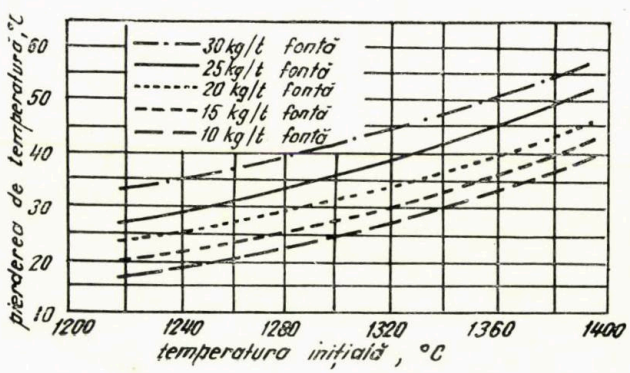


Fig. 7

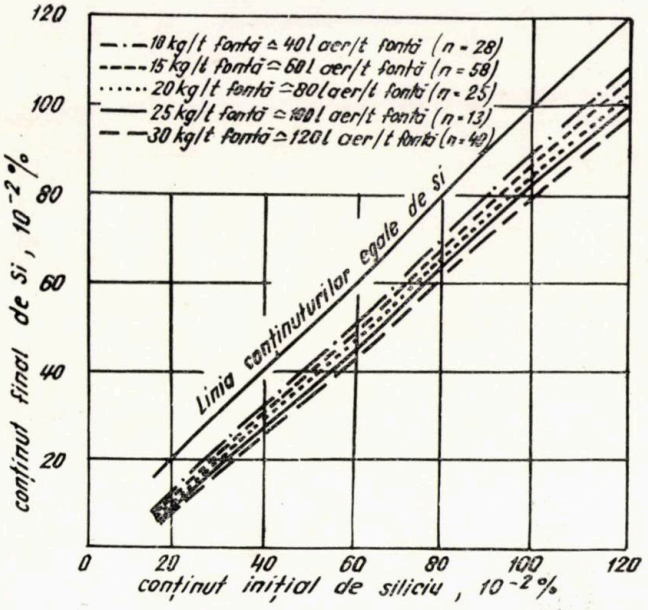


Fig. 8

(gradul de utilizare al CaC_2) — sînt reduse (fig. 12). De exemplu : la un adaos de 1 % CaC_2 (80 % CaC_2 restul CaO) şi un randament al reacţiei de 0,3 la o temperatură iniţială de 1 400°C, nu are loc teoretic nici un fel de scădere de temperatură ; se adaugă însă pierderile de temperatură, de obicei importante, ale transvazării, staţionării şi tratamentului topiturii cu diverse adaosuri (fig. 13) [3].

Neajunsurile care însoţesc metoda de desulfurare prin insuflarea agentului desulfurant prin lance se referă la uzura

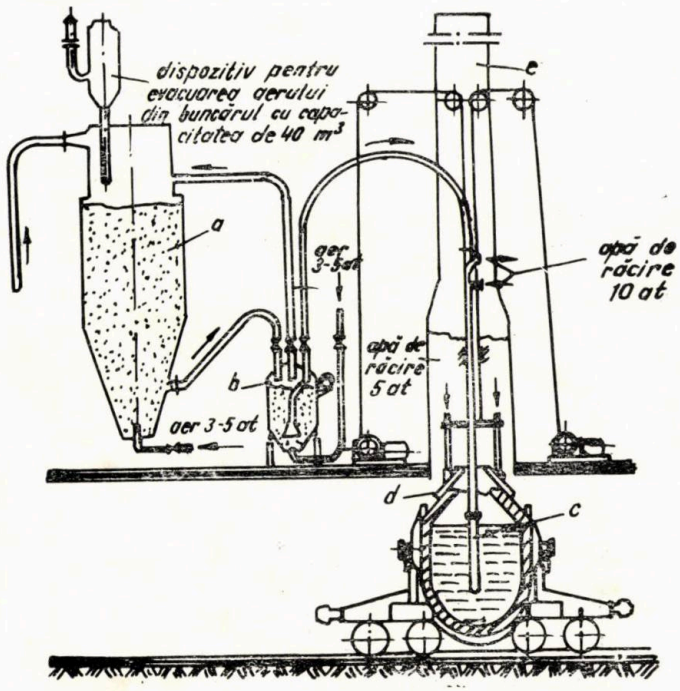


Fig. 9

lăncilor de suflare, obturarea acestora cu amestec desulfurant, pierderea de timp şi de temperatură prin operaţia de înlocuire a lăncilor.

Agitarea băii metalice acoperite cu agentul desulfurant, cu ajutorul unui gaz. Metoda se bazează pe accelerarea reacţiei dintre agentul desulfurant (CaC_2) măcinat şi depozitat pe suprafaţa băii metalice, printr-o agitare turbulentă a băii cu un curent de gaz. Curentul de gaz poate fi insuflat în oală fie pe sus, cu ajutorul unei lănci (fig. 14 : *1* — oală de tratament ; *2* — tub de grafit ; *3* — piesă de cuplare ; *4* — tub metal ; *5* — tub cauciuc ; *6* — flowmetru ; *7* — regulator de presiune ; *8* — butelie cu N_2 ; *9* — CaC_2) [2], fie pe jos, printr-un dop poros, practicat în fundul oalei (fig. 15) [6], [7]. Acesta antrenează agentul desulfurant asigurînd amestecarea completă şi omogenă a băii.

Metoda de desulfurare folosind lancea, metoda CTIF—VOLIANIC (Centre Technique des Industries de la Fonderie), este mai simplă, economică, eficientă şi uşor de realizat în turnătorii. Instalaţia (fig. 14) se compune dintr-o oală pre-

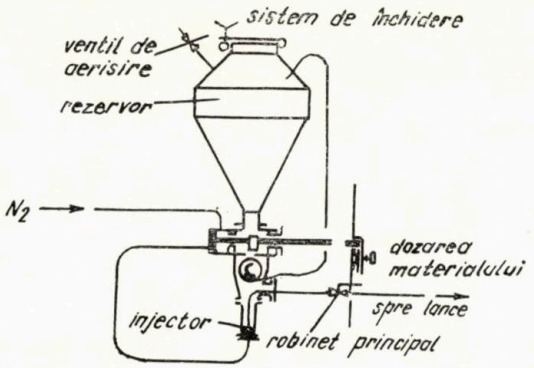


Fig. 10

văzută cu un capac în care sînt fixate 1 — 3 lănci (în funcţie de tonajul care se tratează), un tub flexibil de legătură, o sursă de gaz (de preferinţă azot) şi un flowmetru. Lancea poate fi din grafit sau din orice alt material refractar capabil să reziste la şocuri termice. Se poate folosi orice oală de turnare cu căptuşeală acidă.

Pentru desulfurare se procedează în felul următor : se umple oala cu fontă (pînă la 300 mm sub marginea oalei), se depune pe suprafaţa fontei 0,8—1,3 % CaC_2 cu granulaţie 0,5 — 1 mm (fără praf), se imersează lancea în metal şi se suflă gazul timp de 3—4 min, în funcţie de temperatura metalului şi de gradul de desulfurare cerut (fig. 16 şi 17) [2], [3] , apoi se ridică lancea. După îndepărtarea zgurei de desulfurare, fonta se poate trata în continuare cu magneziu sau, dacă este nevoie, se supraîncălzeşte întîi în cuptorul cu inducţie.

Pentru atingerea unui grad înalt de desulfurare (85—95 %), temperatura fontei trebuie să fie peste 1 400°C. Pierderea de

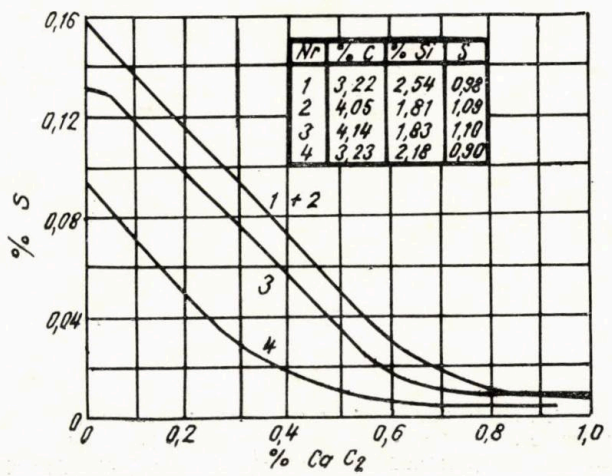


Fig. 11

temperatură în timpul suflării este de 25—70°C, în funcţie de tonajul tratat.

Gradul de amestecare al băii depinde de viteza gazului insuflat şi de cantitatea de metal. Relaţia dintre viteza gazului şi cantitatea de metal tratată este: $V \geqslant 9\,T + 30$, în care V

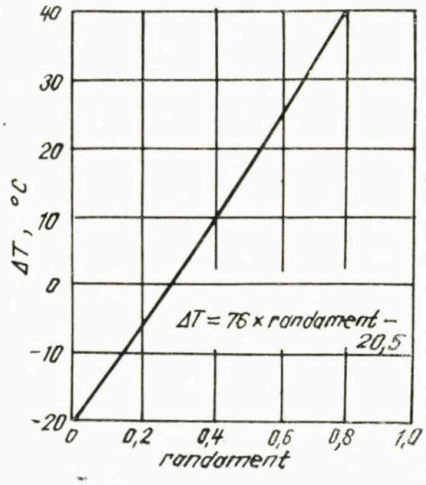


Fig. 12

reprezintă viteza gazului, în m/s, iar T — cantitatea de metal tratat, în t.

Dacă se folosesc trei lănci de suflare, cu o arie de ieşire de circa 1 cm², relaţia dintre debitul şi viteza gazului insuflat este, pentru mai mult de o tonă de metal: $Q > V$, dacă $T > 1$; Q reprezintă debitul de gaz, în m³/s.

Pentru o oală mai mică de o tonă, cu diametrul mic şi înălţimea mare, un singur tub de suflare este suficient. În acest caz, relaţia se schimbă astfel: $Q \geqslant \frac{V}{3}$, dacă $T \leqslant 1$.

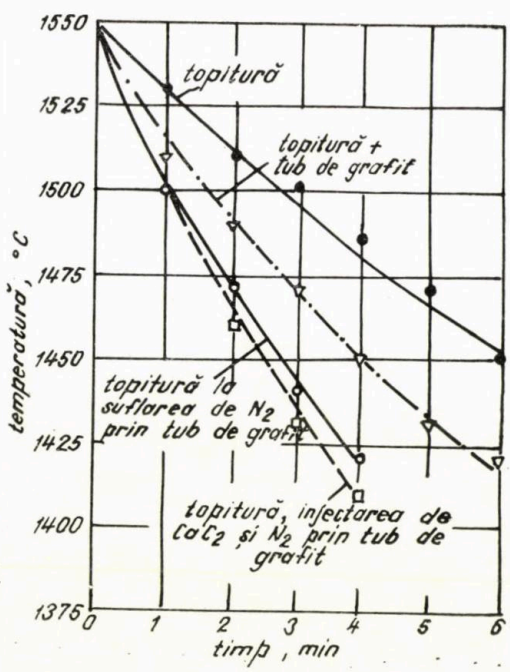


Fig. 13

Pentru un contact maxim între fontă şi granulele de CaC_2 lancea se cufundă pînă la 150—200 mm de la fundul oalei, pentru cantităţi de pînă la 6 t fontă; pentru cantităţi mai mari distanţa va fi de 250—300 mm.

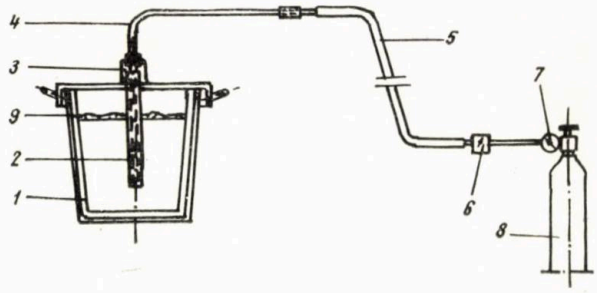


Fig. 14

Metoda se aplică cu bune rezultate în producţia de fontă cu grafit nodular, deoarece pe lîngă economia de prealiaj pe bază de magneziu (sulful consumă magneziul necesar nodulizării) se obţin fonte cu proprietăţi superioare. Astfel fontele cu compoziţia:

C, %	Si, %	Mn, %	S, %	P, %	microstructura
3,54	2,20	0,14	0,032	0,080	perlită
3,65	2,16	0,25	0,030	0,080	perlită + ferită

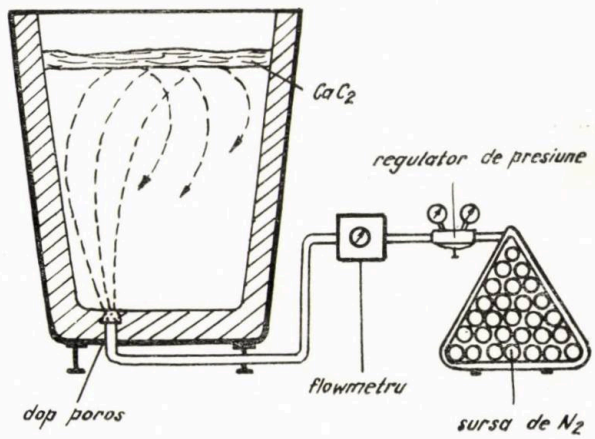


Fig. 15

care pînă recent erau considerate ca adecvate pentru obţinerea fontei cu grafit nodular au fost supuse unei operaţii de desulfurare înaintea tratamentului cu magneziu. Conţinutul de sulf a scăzut de la 0,03 % la mai puţin de 0,005 %, ceea ce a dus la

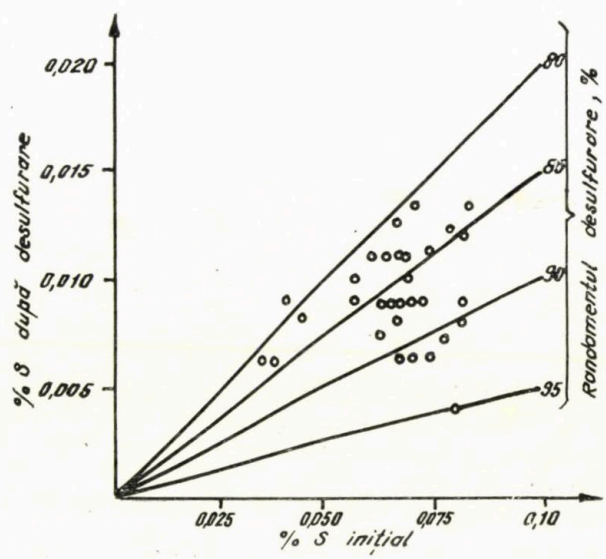


Fig. 16

obținerea unei structuri cu 100% ferită sau ferită cu o rețea de perlită. Cementita în structură nu a fost prezentă nici chiar la piesele cu grosimea pereților de circa 5 mm. O privire asupra economiei de prealiaj de magneziu la tratarea unei fonte cu conținut de sulf este dată în tabela 2 [2].

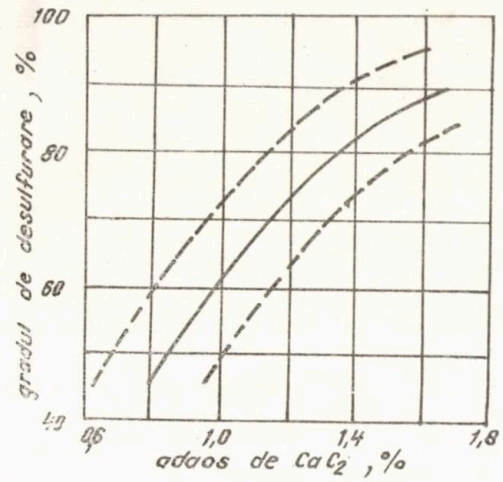


Fig. 17

La desulfurarea fontei folosind oala cu dop poros se obține un grad de desulfurare a băii mult mai bun decît în cazul metodei cu lancea. Un simplu calcul (tabela 3) arată eficacitatea divizării bulelor de gaz asupra măririi suprafeței specifice

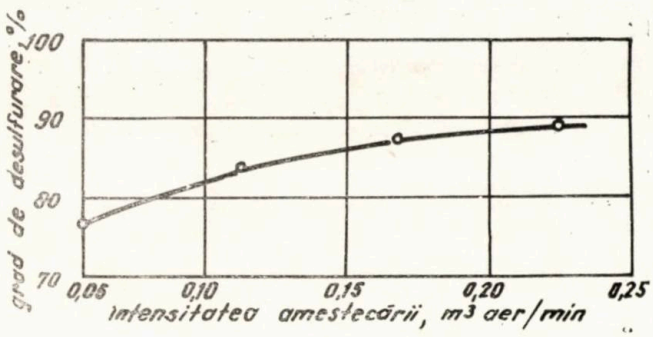


Fig. 18

zircon, olivin sau granule de carbură de siliciu, întărite cu silicat de sodiu.

Desulfurarea în oală cu dop poros se poate face cu cantități de metal cuprinse între 150 kg și 15 t. La metoda de insuflare a gazului prin lance, cantitatea minimă de tratat este de 300 kg.

Ambele metode dau rezultate bune la desulfurarea fontei și sînt convenabile în producția de fontă cu grafit nodular. Gradul înalt de desulfurare realizat permite obținerea unor fonte cu caracteristici superioare (tabela 4) [6].

Desulfurarea fontei în oale agitate mecanic. Pentru accelerarea reacției de desulfurare se folosesc, cu bune rezultate, oalele cu agitare mecanică [3], [8], [9]. Metoda folosește un recipient de forma unui convertizor fixat pe un excentric. În funcție de excentricitate există un număr critic de rotații la care se produce o agitare maximă a fontei. Dacă recipientul se agită într-un anumit mod în concordanță cu frecvența proprie a băii,

Tabela 2

Temperatura, °C	Consumul de Ni–Mg, %			Consumul de Fe–Si–Mg cu 14–15% Mg și 1% Ce, %						Consumul de Fe–Si–Mg cu 21 Mg, %		
				injectat cu clopotul			în bloc pe fundul oalei			injectat cu clopotul		
	S, %		Economie în cazul fontei cu sulf scăzut, %	S, %		Economie în cazul fontei cu sulf scăzut, %	S, %		Economie în cazul fontei cu sulf scăzut, %	S, %		Economie în cazul fontei cu sulf scăzut, %
	0,02–0,04	0,01		0,02–0,04	0,01		0,02–0,04	0,01		0,02–0,04	0,01	
1 400–1 430	1,0	0,4	0,6	1,4	0,5–0,7	0,7–0,9	2,1	1,3	0,8	—	—	—
1 460–1 480	1,3	0,7	0,6	2,0	0,8	1,2	—	—	—	1,8	0,9	0,9

de contact a gazului cu fonta, căreia îi corespunde un timp mai mare de reacție și un intens schimb interfațial. Debitul optim de gaz insuflat (circa 0,2 m³/min) și durata optimă de amestecare (3–4 min) rezultă din figurile 18 și 19 [3].

Tabela 3

Diametrul bulei, mm	Volumul bulei, m³	Suprafața bulei, mm²	Nr. de bule pe litru de gaz	Suprafața totală a bulelor din 1 litru de gaz, m²
0,5	0,065	0,785	15 280 000	12
1	0,524	3,14	1 908 000	6
5	64,45	78,54	15 280	1,2
10	523,6	314,16	1 908	0,6

Metoda pare a fi mai dificil de realizat deoarece dopul poros trebuie să îndeplinească anumite condiții (înlocuire ușoară, refractaritate, rezistență la acțiunea erozivă a gazului). Dopul constă din trei părți refractare (fig. 20) [7]: două manșoane (*1* și *2*), tronconice, și dopul poros propriu-zis, central, permeabil la gaze *3*, montat etanș în manșonul interior *2*. Manșoanele se pot confecționa din diverse materiale refractare: corindon, carborund, grafit etc., iar dopul central, din nisip de silice,

fonta lichidă este pusă în vibrație de rezonanță, realizîndu-se o amestecare energică a băii cu agentul desulfurant introdus pe suprafața băii, prin valurile și vîrtejurile ce se formează.

Au fost puse la punct mai multe tipuri de oale cu agitare mecanică, care diferă între ele prin felul mișcării pe care o execută (fig. 21) [3]. Experiență mai mare în exploatare o au oalele cu vibrație cu mișcare excentrică și cu mișcare de rostogolire, care sînt mult folosite în Germania și Suedia. În 1965 a fost patentată în Japonia o nouă instalație — Conver-

Tabela 4

C	Mn	Si	S	σ_r, kgf/cm²	HB	δ, %
3,83	0,83	2,80	0,009	58	217	11
3,59	0,81	2,71	0,010	53	204	10
3,88	0,74	2,57	0,010	52	196	—
3,82	0,81	2,70	0,006	53	217	16
3,62	0,78	2,85	0,012	58	—	14
3,71	0,62	2,70	0,005	53	—	13
3,53	0,64	2,67	0,006	64	—	10

izorul DM — [9], care foloseşte ca şi oala cu vibraţie, rotirea excentrică a recipientului, însă direcţia mişcării se schimbă alternativ, ceea ce dă un efect foarte bun de turbionare a băii.

Desulfurarea în oalele agitate mecanic se poate executa cu var sau cu carbură de calciu. Lucrul cu CaC_2 este evident mai

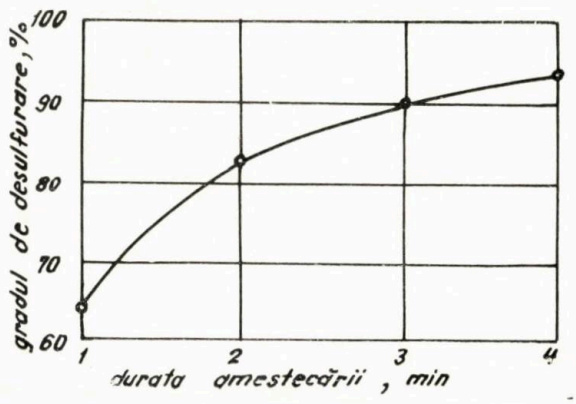


Fig. 19

simplu, deoarece cantitatea care trebuie adăugată este mai mică şi scăderea de temperatură de asemenea. În condiţii uniforme de desulfurare, dependenţa gradului de desulfurare de granulaţia CaC_2 este relativ redusă. Adaosul de CaC_2 se

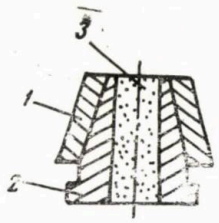


Fig. 20

face de obicei în pungi de polietilenă. În cadrul unei perioade de vibrare de 10 min, gradul de desulfurare creşte mai întîi puternic, apoi foarte puţin. O durată de vibrare mai mare de 20 min nu ameliorează gradul de desulfurare (fig. 22).

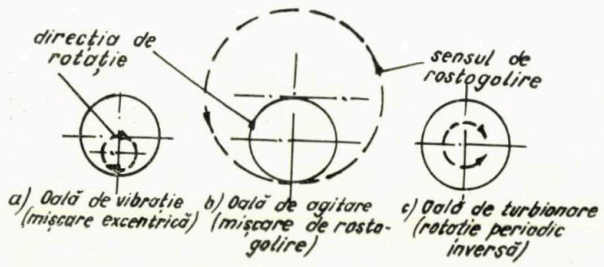


Fig. 21

Un inconvenient al acestui procedeu este scăderea temperaturii fontei, fapt care obligă să se folosească oale de capacitate mare (2—80 t). Prin mărirea cantităţii de CaC_2 se poate compensa în parte scăderea gradului de desulfurare de pe urma scăderii temperaturii (fig. 23) [3].

Alte metode. Problema amestecării băii metalice a fost rezolvată într-un mod original de către o turnătorie suedeză, şi anume, prin folosirea unui aparat caracterizat printr-o simplitate deosebită şi printr-o mare siguranţă în privinţa efectelor metalurgice dorite. Aparatul (brevetat în majoritatea ţărilor) se compune în principal dintr-o ţeavă în formă de T, dintr-un material refractar (fig. 24). Această ţeavă este antrenată electric şi se roteşte cu 70 rot/min în baia de fontă.

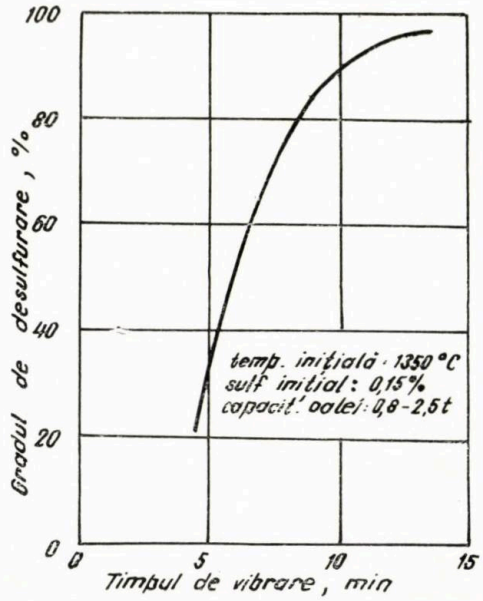


Fig. 22

În felul acesta se obţine un efect de pompă care recirculă circa 3 t/min fontă lichidă, aspirînd fonta de la partea inferioară a oalei şi pompînd-o prin deschiderile braţelor laterale dispuse oblic faţă de orizontală. Aparatul acţionează pe de o

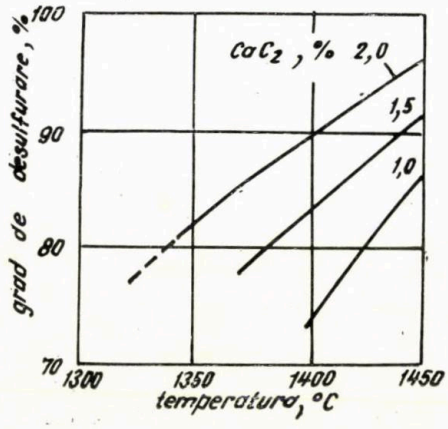


Fig. 23

parte ca pompă centrifugă, iar pe de altă parte, ca agitator (materialul este impins de către aparatul în rotaţie de la mijlocul oalei către peretele acesteia). Această combinaţie duce la o mare eficacitate a aparatului. Deasupra aparatului este fixat un capac mobil pe axul pompei.

La timpii de tratament indicați pînă în prezent și la modurile de tratare aplicate s-a constatat o pierdere de temperatură de 75±5°C, lucrîndu-se fără preîncălzire. Pierderile de temperatură care intervin la îndepărtarea zgurei înainte și după tratament sînt incluse în această cifră [10].

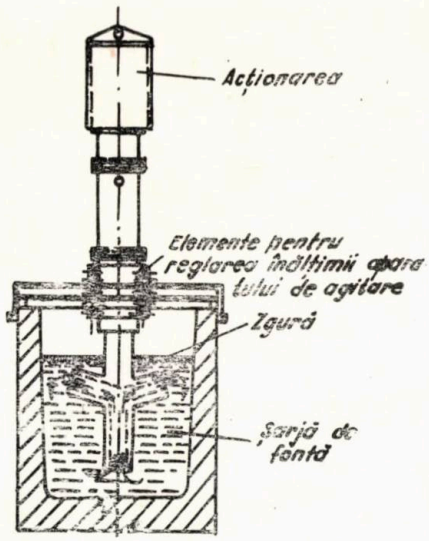


Fig. 24

Aparatul se poate folosi la oale normale, pentru operații de desulfurare, carburare și introducere de siliciu în fontă.

Figura 25 arată rezultatele obținute prin utilizarea aparatului la desulfurarea unei șarje de 5 *t*, cu un adaos de CaC_2 de 1%. Se observă că după 4 min de tratare, conținutul de sulf a scăzut la valori foarte mici (curba *a*). Efectul dezavantajos al zgurei, de cubilou, incomplet îndepărtată, se vede din curba *b*. Întrebuințarea varului este posibilă în principiu, însă se pare că viteza de reacție obținută nu corespunde cu modul de lucru rapid al aparatului. Adaosuri mici de sodă însă schimbă sensibil condițiile (curba *c*) (fig. 25). Aparatul este foarte avantajos pentru turnătorii, datorită întrebuințărilor sale multiple și cheltuielilor mici de investiție.

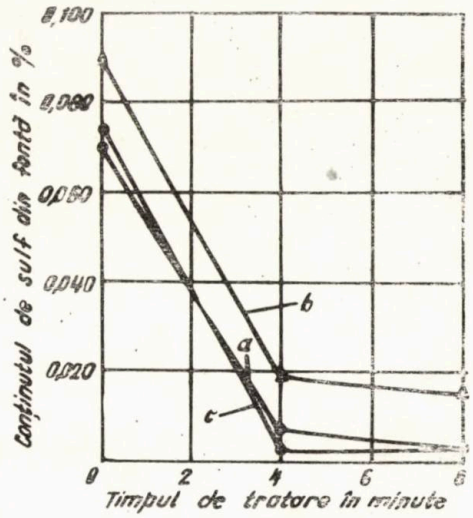


Fig. 25

BIBLIOGRAFIE

1] Pohl H. și Wschlanka W. *Die Entschwefelung des Roheisens nach dem Tauchlanzen – Verfahren.* Stahl und Eisen, 87, 1967, nr. 4, p. 190 – 195.
2] Volianik N. *Desulfurizing by the* CTIF-VOLIANIK *Process.* Modern Castings, 51, 1967, nr. 3, p. 52 – 55.
3] Gleisberg. *Entskwefeln von Gussisen durch Schmelzbehandelung mit Calciumkarvid.* Giesserei, 55, 1968, nr. 1, p. 1–7.
4] * * * *Giessereikalender 1967.* Düsseldorf, 1966, p. 49–50.
5] Pliscanovski S. T. *Desulfuratia ciuguna vduvanien izvesti i drugih reagenţov.* Stal, 1967, nr. 6, p. 481–483.
6] Rianldo C. *Gasmetallurgia e produzione di gisa sferoidale.* Fonderia, 1967, p. 521–525.
7] * * * *Porous plug desulfurizing.* Modern Castings, 51, 1967, nr. 7, p. 58 – 59.
8] Schurmann E. *Entshwefelung von Gusseisen mit Calciumkarbid in einer basischen 3 t-Schdttelpfanne.* Giesserei, 55, 1968, nr, 1, p. 7–14.
9] Okuro *T. D. M. Converter.* Modern Castings, 51, 1967, nr. 1, p. 73–94
10] Ostberg J. E. *Ein einfaches Gerat zum Beschleunigen metallurgischer Reacktionen.* Giesserei, 53, 1966, nr. 24, p. 816–818.

Cîteva încercări de elaborare a fontei cu grafit nodular cu plasticitate ridicată

Ing. V. BRABIE, ing. D. DRĂGĂNESCU, ing. GH. IONICĂ și ing. N. ZAHARIA

Uzina „Electroputere" — Craiova

CZ 669.131.7

S-a studiat comparativ procesul de nodulizare a fontei cu magneziu metalic și cu prealiaj Ni-Mg, în vederea obținerii fontei cu grafit nodular cu plasticitate ridicată, care să satisfacă următoarele condiții: $R_{cmin} = 30$ kgf/mm²; $R_{rmin} = 40$kgf/mm²; $A_{5\,min} = 15\%$.

Fontele au fost elaborate într-un cuptor electric cu arc, cu capacitatea de 500 kg. Încărcătura metalică a fost constituită 100% din fontă Vlahița. S-a efectuat o desulfurare a fontei pe jgheab, cu sodă calcinată. Temperatura de evacuare a fontei din cuptor a fost de aproximativ 1 550°C. Conținutul de siliciu a fost corectat folosind FeSi75 adăugat înainte și după nodulizare.

Nodulizarea fontei cu magneziu metalic s-a efectuat într-o oală tambur cu capacitatea de 500 kg, prin introducerea în fontă lichidă a unei cantități de magneziu corespunzătoare la 0,20% Mg. Compoziția chimică a fontelor a fost cuprinsă în domeniul: 3,00—3,70% C; 2,35—2,70% Si; 0,57—0,70% Mn; 0,071—0,084% P; 0,010—0,019% S; 0,018—0,030% Mg. Se precizează că, la această serie de încercări, magneziul a fost determinat gravimetric, ceea ce a dus la valori mai mici decît cele reale. După un tratament termic alcătuit în principiu dintr-o menținere de 5 h la 920°C și o menținere de 7h la 730°C, caracteristicile mecanice ale fontelor cu grafit nodular s-au situat în domeniul $R_c = 31{,}0 - 42{,}5$ kgf/mm²; $R_r = 43{,}0 - 50{,}5$ kgf/mm²; $A_5 = 14{,}5 - 19{,}2\%$; HB = 156—187.

Nodulizarea fontei cu prealiaj Ni-Mg (cu 16 % Mg) s-a efectuat în oale deschise, prin introducerea în fonta lichidă a unei cantități de prealiaj corespunzătoare la 0,15% Mg. Compoziția chimică a fontelor a fost cuprinsă în domeniul: 2,71—3,74% C; 2,22—2,60% Si; 0,59—0,68% Mn; 0,054 — 0,078% P: 0,008 — 0,019% S; 0,030 — 0,050 % Mg; 0,85—0,97% Ni. La această serie de încercări magneziul a fost determinat spectral. După un tratament termic compus în principiu dintr-o menținere de 3 h la 860°C și o menținere de 4 h la 730°C, caracteristicile mecanice ale acestor fonte au fost $R_r = 45{,}5 - 51{,}0$ kgf/mm²; $R_c = 36{,}5 - 42{,}0$ kgf/mm²; $A_5 = 18{,}5 - 22\%$; HB = 154—164.

În toate cazurile structura masei de bază a fontei a fost feritică.

Se constantă că rezultate bune se pot obține atît prin folosirea magneziului metalic, cît și prin folosirea prealiajului Ni-Mg. Utilizînd pentru nodulizarea fontei prealiaj Ni-Mg, se obțin următoarele avantaje față de folosirea magneziului metalic: reacția decurge liniștit, se elimină oala tambur, se obțin rezultate mai constante și superioare, asimilarea magneziului este mai mare.

Piese turnate obţinute prin turnare în forme pline

Prof. dr. ing. A. WITTMOSER
Lampertheim din Hessen

CZ 621.74

Principiul turnării în forme pline. La metoda de turnare în forme pline, modelul nu se mai extrage din formă după terminarea formării, ci se toarnă metalul lichid direct peste modelul din formă. Un model pentru turnare în forme pline este redat în figura 1, *a*, iar forma pregătită pentru turnare, în figura 1, *b*. La turnarea aliajului în formă, modelul din polistiren se volatilizează datorită căldurii radiate de aliaj, aşa cum se arată în figura 1 *c*, deci nu mai este necesară extragerea lui din formă.

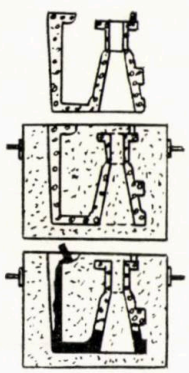


Fig. 1

Ca urmare a folosirii modelelor din polistiren au survenit modificări atît în procesul tehnologic de confecţionare a modelelor, cît şi în cel al formării.

Confecţionarea modelelor. Pentru confecţionarea modelelor cea mai indicată este spuma de polistiren. Structura celulară a spumei de polistiren şi greutatea volumetrică mică (sub 20 kg/m³) asigură poprietăţi favorabile turnării în forme pline.

Modelele din materiale spumoase pot fi fabricate în condiţii foarte avantajoase. Preţul lor de cost reprezintă 40—20% din preţul de cost al modelelor din lemn utilizate pentru turnarea clasică. Astfel, preţul de cost al modelelor din polistiren arătate în figura 2 a fost de 1 320 mărci germane, în timp ce pentru un model de lemn, inclusiv cutii de modele necesare a fost de 5 700 mărci germane.

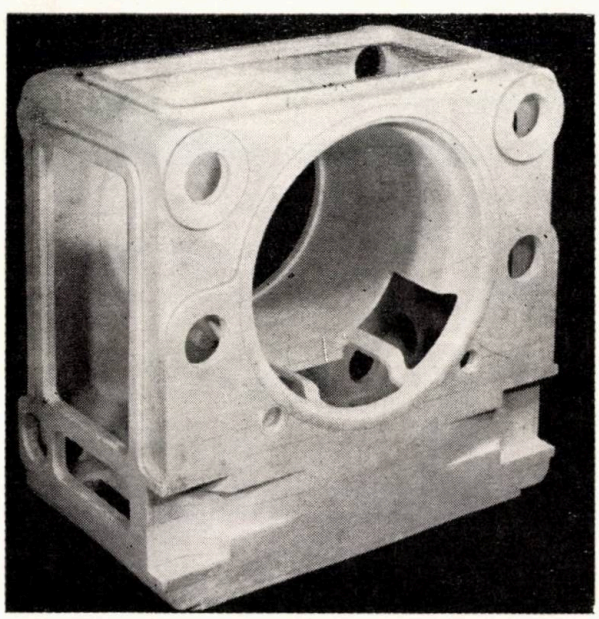


Fig. 2

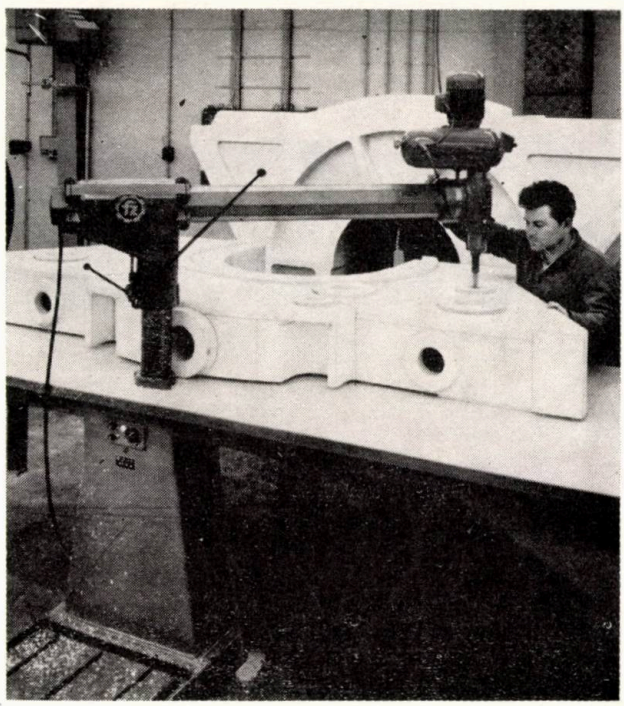


Fig. 3

După cum se vede în figura 2, modelul din polistiren nu se execută cu cutii de miez, ci se prevede cu goluri interioare. În timpul formării, golurile modelului se umplu cu amestec de formare întocmai ca nişte cutii de miez.

Polistirenul se livrează sub formă de plăci sau de blocuri. Modelele se realizează dintr-una sau mai multe plăci suprapuse, întocmai ca modelele din lemn, pînă se obţine un bloc cu dimensiunile corespunzătoare modelului care se execută.

Modelele din polistiren se prelucrează mult mai uşor şi mai repede decît modelele din lemn; de aceea rezultă şi o diferenţă substanţială la preţul de cost.

Tăierea polistirenului se face cu o rezistenţă electrică încălzită la 400— 500°C sau cu o pînză de ferăstrău, cu viteza de 30 m/s.

În secţiile de modelărie, care în ultimii ani au trecut în mare măsură la confecţionarea de modele din polistiren, îşi găsesc utilizări tot mai mult dispozitive şi maşini cu puteri simţitor mai mici. Astfel, pot fi fabricate modele mici şi modele mai mari cu instalaţii relativ uşoare (fig. 3).

Confecţionarea formei. Forma de turnare nu are suprafeţe de separaţie, ceea ce nu permite repararea cavităţii formei, aşa cum se întîmplă la formele cu modele clasice. Lipsa planului de separaţie face ca piesele turnate să fie mai precise şi mai uşoare, deci şi mai economice decît cele turnate în formele din mai multe părţi.

Spuma de polistiren se poate deforma ușor sub acțiunea bătătorului, la îndesarea formei ; de aceea, modelele din polistiren sînt indicate mai mult pentru turnarea în forme realizate din amestecuri de formare cu silicat de sodiu ca liant și întărite cu CO_2, sau cu alte amestecuri de formare cu autoîntărire la rece.

Pentru a obține piese cu suprafețe netede este necesar ca porii de pe suprafața modelului să fie umpluți prin pulverizare cu mase plastice sau acoperiți prin vopsire cu ceară, parafină etc.

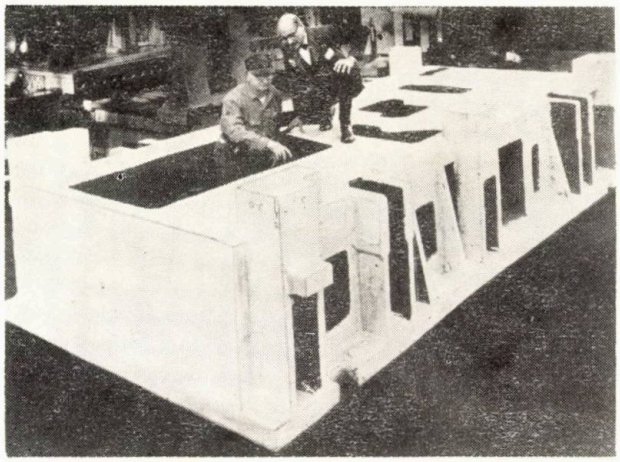


Fig. 4

Vopseaua refractară se aplică direct pe model, înaintea formării, altfel nu s-ar mai putea vopsi forma, deoarece modelul din polistiren rămîne în formă.

Turnarea în forme pline se folosește mai ales la fabricarea pieselor de mașini care se execută ca piese unice. În figura 4 se arată modelul unei piese unicate, care se utilizează în fabricarea caroseriilor.

Avantaje economice și domenii de aplicare. Economiile care pot fi obținute de producători recunoscuți, prin introducerea modelelor de materiale spumoase, reies din următoarele exemple.

Pentru un element de presă cu greutatea de circa 5 t a fost cheltuit pentru modelul de lemn, inclusiv cutia de miezuri, circa 8 000 mărci germane. Costul total al piesei turnate (inclusiv modelul) ajungea la circa 13 000 mărci germane. Costul

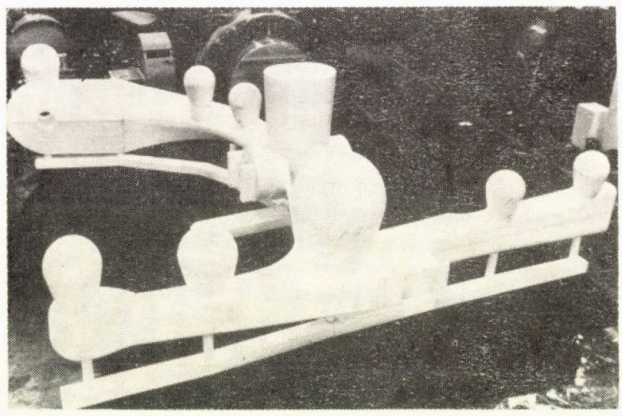


Fig. 5

modelului din polistiren, pentru aceeași piesă, nu a fost decît de 2 000 de mărci germane. Cu alte cuvinte, numai economia realizată prin introducerea modelelor din materiale spumoase la turnarea în forme pline a fost mai mare decît prețul materialului utilizat pentru piesa turnată.

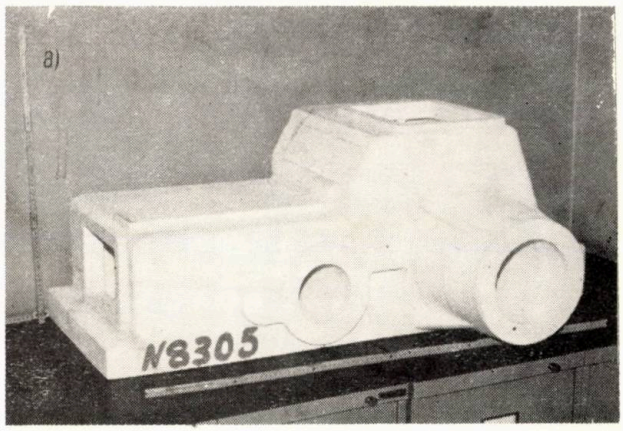


Fig. 6

Dezvoltarea în acest domeniu a arătat, în afară de aceste avantaje, că constructorii profită din ce în ce mai mult de libertate în ceea ce privește configurația pieselor turnate. Chiar numai exemplul instalațiilor de prese arată că piesele turnate au devenit mult mai variate decît pînă acum, printr-o mai bună întrebuințare a materialului în urma configurațiilor mai libere și mai ușoare.

Această dezvoltare se găsește acum în plin avînt. Merită să fie citat domeniul construirii prototipurilor unde se deschid vaste posibilități de utilizare, mereu crescînde în ceea ce privește construcția de mașini mari, cu un cîmp vast

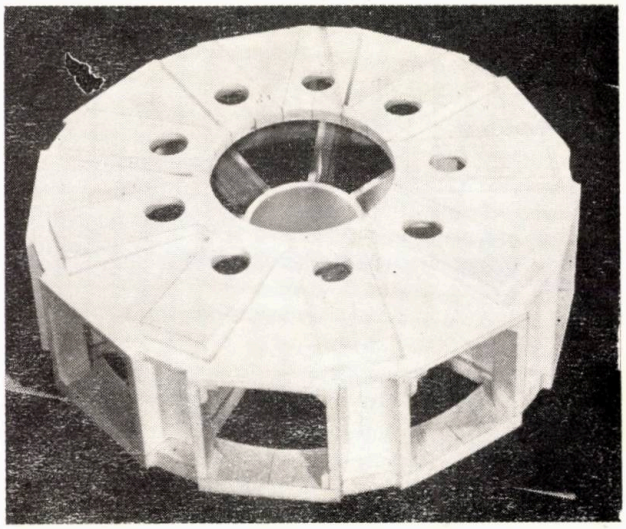


Fig 7

de introducere a metodelor de turnare noi. În acest fel, în construcția de nave se folosesc în mare măsură piesele turnate unice. Astfel, în figura 5 se arată modelul din polistiren pentru o piesă turnată din oțel (etravă).

Pînă în prezent s-a vorbit numai de folosirea metodei de turnare în forme pline pentru aliaje fier-carbon. Trebuie însă subliniat că tot atît de avantajoasă este aplicarea acestei metode la turnarea pieselor din aliaje ușoare și din aliaje grele. În figurile 6 și 7 se arată două modele din polistiren folosite la astfel de piese.

Spuma de polistiren se poate folosi, de asemenea, și pentru confecționarea părților demontabile la modele, a modelelor pentru maselote oarbe (închise) etc.

Se prevede că, în viitorul apropiat, folosirea modelelor din polistiren să aibă pespectivă mare în turnătorii.

A IV-A CONFERINȚĂ DE TURNĂTORIE

În zilele de 15—17 mai 1969, Consiliul Național al Inginerilor și Tehnicienilor și Ministerul Industriei Construcțiilor de mașini au organizat la București cea de-a IV-a Conferință de turnătorie.

La lucrările conferinței au luat parte circa 250 cadre tehnice de specialitate din uzine, institute de cercetări și proiectări aparținînd Ministerului Industriei Metalurgice, reprezentanți ai Ministerelor Minelor, Industriei Chimice, Căilor Ferate, Comitetului pentru economia și administrația locală, cadre didactice din institutele de învățămînt tehnic superior, invitați din partea unor instituții centrale de stat cu preocupări în domeniul cercetării, proiectării și tehnicii de turnare; a participat, de asemenea, un specialist din R.P. Polonă, care a prezentat comunicarea: „Folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire în turnătoriile de lingotiere".

Lucrările conferinței au constituit un bun prilej pentru a face un bilanț al activității de cercetare științifice de la precedenta Conferință de turnătorie (1967), de a dezbate și a face un bogat schimb de păreri, opinii și experiență asupra căilor și mijloacelor prin care cadrele tehnice, care lucrează în domeniul turnătoriilor, pot spori aportul lor în realizarea de mașini, utilaje și instalații — în care ponderea pieselor turnate este de 45—50% — cu parametrii economici și de exploatare la nivelul celor mai bune produse similare de pe piața mondială.

Principalele probleme care au fost expuse și dezbătute în cadrul conferinței au privit:

— elaborarea și turnarea oțelurilor aliate și nealiate a fontelor cu grafit lamelar sau nodular, a fontelor maleabile, a aliajelor ușoare și grele;

— amestecuri de formare, lianți, metode noi de execuție a miezurilor și formelor;

— execuția, proiectarea și cercetarea în domeniul construcției mașinilor și utilajelor de turnătorie;

— dezvoltarea bazei de materii prime și materiale necesare turnătoriilor;

— protecția muncii în turnătorii.

În ședința de deschidere s-au expus referatele:

„Stadiul actual al fabricației de piese turnate și sarcinile ce revin în perspectivă" (ing. V. Actarian).

„Activitatea tehnico-științifică în domeniul turnării metalelor de la precedenta Conferință de turnătorie" (ing. Cl. Ștefănescu).

Conferința și-a continuat lucrările pe două secții: tehnologia de formare-turnare și aliaje de turnătorie. Cele 40 de referate și comunicări înscrise în programul Conferinței au prezentat realizările cele mai valoroase obținute de specialiștii din uzine și institute, din ultimii doi ani. În timpul lucrărilor au fost prezentate și filme tehnice din domeniul amestecurilor fluide și turnării de piese mari.

Interesul manifestat de cadrele tehnice prezente la conferință, precum și dorința de a da un caracter viu de lucru acesteia, a fost ilustrat și de participarea la discuții în cadrul ședințelor plenare și în secțiile de specialitate a unui număr mare de ingineri și tehnicieni (160).

Participanții la conferință au vizitat Uzinele de mașini grele și Uzina de radiatoare, echipamente metalice, obiecte și armături sanitare din București. Cu acest prilej s-au vizitat secțiile de oțelărie, turnătorie și forjă grea de la U.M.G.B. și au fost prezentate piese turnate în această uzină de performanță deosebită, cum este cazul butucului rotor pentru turbina de tip Kaplan de la Porțile de Fier (120 t brut turnat) sau a paletei din oțel inoxidabil (22 t) pentru aceeași turbină.

La UREMOAS au fost vizitate fabricile de radiatoare și băi și fabrica de preparat alice pentru operații de sablaj.

În încheierea lucrărilor au fost adoptate recomandările Conferinței a IV-a de turnătorie, din care menționăm:

— Intensificarea activității inginerilor și tehnicienilor din domeniul turnătoriei pentru promovarea cu operativitate a concepțiilor și soluțiilor moderne în proiectarea pieselor turnate și extinderea în producție a noi metode și procedee tehnologice care asigură o calitate superioară și o precizie dimensională ridicată a activității și a miezurilor de turnare.

— Dezvoltarea preocupărilor cadrelor tehnice din serviciile metalurgice și din turnătorii pentru reducerea greutății pieselor turnate, prin extinderea folosirii aliajelor cu proprietăți fizico-chimice superioare și intensificarea măsurilor pentru extinderea mecanizării proceselor grele și cu volum mare de muncă.

— Dezvoltarea activității de cercetare științifică în institute și uzine și studierea posibilității de grupare a cercetării și proiectării în domeniul turnătoriilor într-un institut de cercetări și proiectări pentru turnătorii.

— Continuarea cercetărilor geologice de către Ministerul Minelor și Comitetul de Stat al Geologiei pentru depistarea de noi zăcăminte de nisipuri și lianți naturali de calitate superioară și intensificarea lucrărilor de investiții pentru punerea în exploatare a instalațiilor de valorificare superioară a zăcămintelor de nisipuri, argile și bentonite.

— Studierea înființării în cadrul Ministerului Industriei Chimice a unor întreprinderi specializate pentru fabricarea de rășini furanice, materiale și mixturi speciale de turnătorie, pentru fabricarea de prealiaje, modificatori, materiale exoterme, pulberi de aluminiu, de cărbune, de crom etc.

— Extinderea asimilării și fabricării utilajului de turnătorie în țară prin dezvoltarea activității de proiectare și prin repartizarea fabricației utilajelor de turnătorie și altor uzine în afara Uzinei „Independența" — Sibiu, cunoscut fiind că în cincinalul următor sînt prevăzute a se construi zece noi turnătorii echipate cu mașini, instalații și agregate indigene.

— Extinderea înlocuirii de către proiectanți a pieselor din oțel prin prescrierea de calități superioare de fontă (Fgn, Fm și fonte cu grafit lamelar cocsificate).

— Intensificarea cercetărilor de către I.C.T.C.M. pentru asimilarea de noi mărci de aliaje neferoase pe bază de aluminiu, cupru, zinc etc. și stabilirea de tehnologii pentru realizarea diferitelor repere din toate domeniile construcției de mașini.

— Proiectarea de linii tehnologice mecanizate și automatizate și introducerea în turnătorii a tehnologiilor moderne, precum și continuarea acțiunii de autoutilare și modernizare a utilajelor.

— Organizarea în continuare de către C.N.I.T. și M.I.C.M. a cursurilor de perfecționare a cadrelor tehnice din turnătorii de nivel superior și inițierea de cursuri pentru maiștri și personalul mediu.

— Tipărirea în tiraj sporit, de către Editura tehnică, I.C.D.T. și O.D.P.T.—M.I.C.M. a lucrărilor tehnice din domeniul turnătoriei.

— Editarea de către M.I.C.M. și C.N.I.T. a revistei de turnătorie.

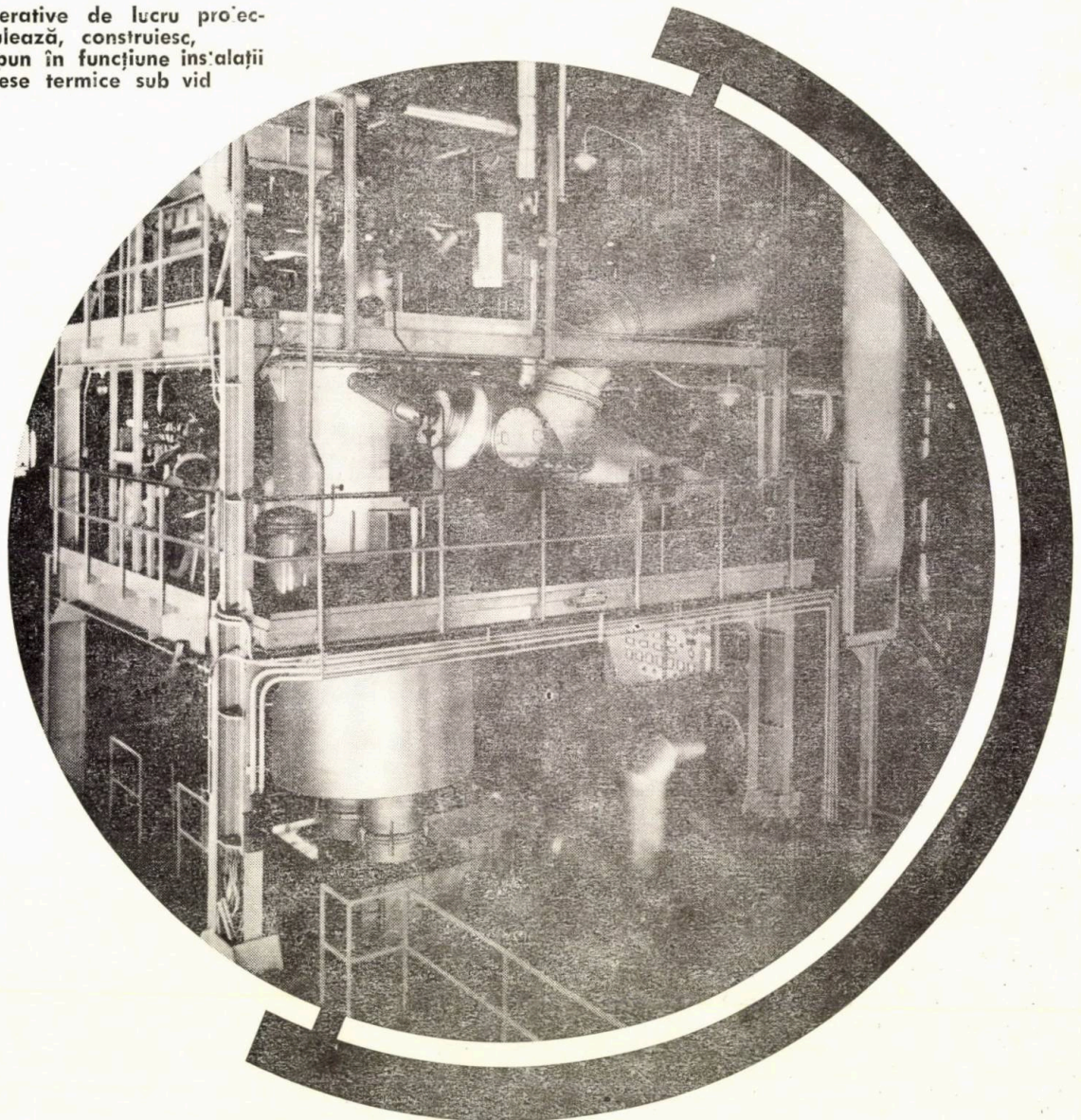
Participanții și-au manifestat satisfacția pentru nivelul ridicat și utilitatea lucrărilor Conferinței și s-au angajat ca, împreună cu toate cadrele tehnice care activează în domeniul cercetării, proiectării și producției de piese turnate să-și intensifice eforturile pentru obținerea de noi și importante rezultate pe linia îmbunătățirii calității pieselor turnate, valorificarea superioară a metalului, pentru creșterea eficienței economice a activității din turnătorii.

ING. *P. FILIMON*

30 de oțelării din întreaga lume vor aplica în anul 1969 modernul procedeu RH de degazificare sub vid. Cunoscutele sale avantaje sînt :
condiții optime de reacție și degazificare datorită suprafeței mari ;
control continuu al procesului de degazificare, cu ajutorul aparatelor speciale de măsură; aliere sub vid cu pînă la 5% adaosuri de aliere ;
instalație de încălzire pentru menținerea constantă a temperaturii în vasul de tratare ;
pierderi minime în timpul tratamentului sub vid ;
nu este necesară o încălzire suplimentară a topiturii ;
preț de producție scăzut, datorită durabilității prelungite a căptușelii ;
mare siguranță de exploatare, verificată în peste 60 de instalații de vid MESSO.

Specialiștii firmei STANDARD-MESSO contribuie, prin acordarea de asistență tehnică, la soluționarea problemelor specifice în toate țările lumii

Grupuri operative de lucru proiectează, calculează, construiesc, livrează și pun în funcțiune instalații pentru procese termice sub vid



STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg/RFG · Düsseldorfer Straße 29 · Tel.: 2 49 06
Telex: 0855 632 · Telegramme: Standardmesso

PUBLICOM

Techsnabexport

SSSR·MOSKVA

Moskva G-200

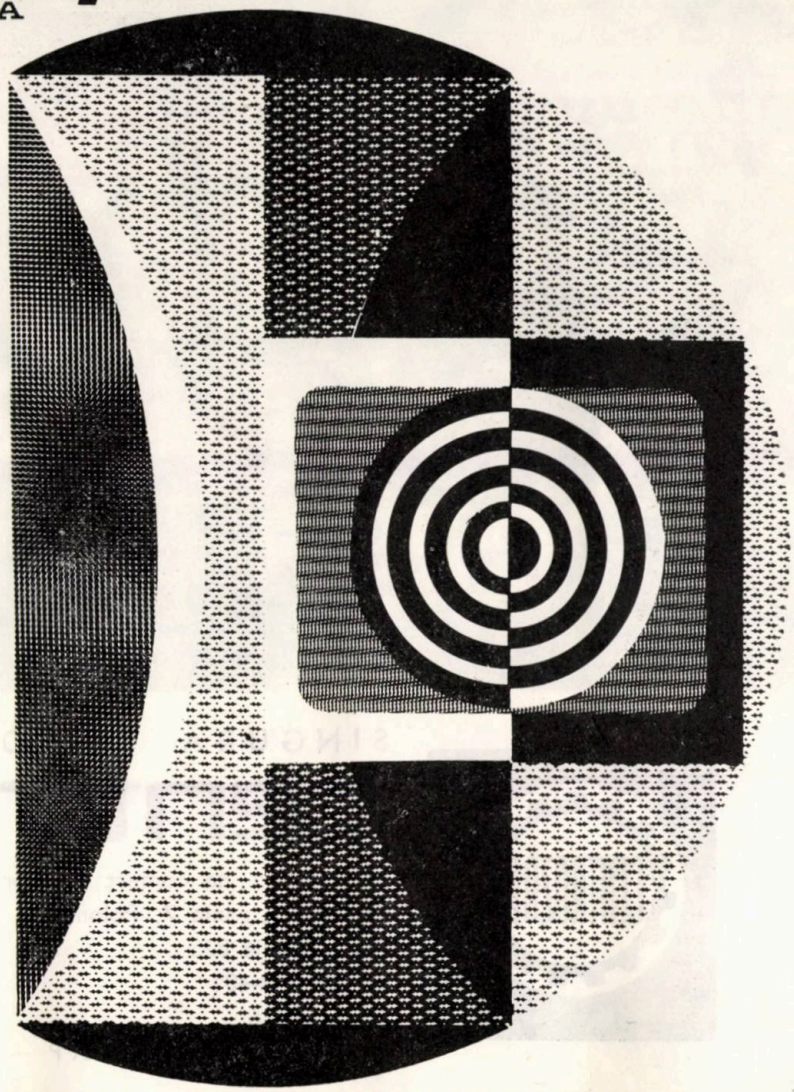
Pr_6O_{11}

La_2O_3

Eu_2O_3

Y_2O_3

Gd_2O_3



V/K „TEHSNABEXPORT"

exportă și importă:

Metale rare și compușii lor:

bariu, bor, vanadiu, galiu, hafniu, germaniu poli- şi monocristalin, bioxid de germaniu, indiu, siliciu poli- şi monocristalin, litiu, niobiu, scandiu, stronţiu, taliu, telur, titan, zirconiu şi altele.

Produse din wolfram și molibden:

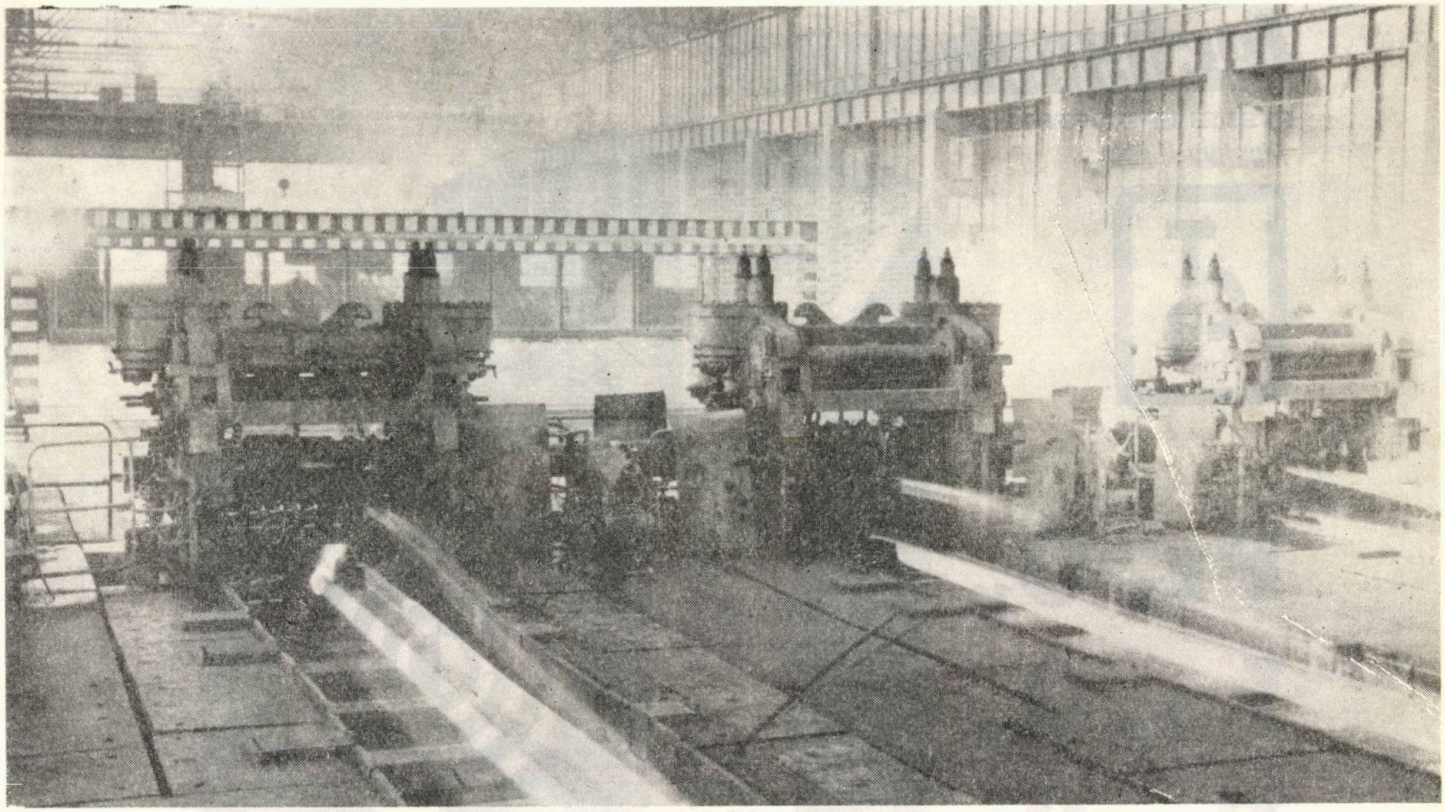
fire, sîrmă, bare, laminate pentru scopuri tehnice, şi diferite tipuri de laminate din titan, niobiu, zirconiu.

Metale de pămînturi rare și compușii lor:

gadoliniu, holniu, disprosiu, europiu, yterbiu, ytriu, lantan, luteţiu, neodim, praseodim, samariu, terbiu, tuliu, ceriu, erbiu şi altele.

Vă rugăm să expediaţi comenzile pe adresa:
V/K„TEHSNABEXSPORT" Moscova, G—200, SSSR, Telex: 239, Telefon: 244—32—85

PUBLICOM



SINGURA EXPORTATOARE

centrozap

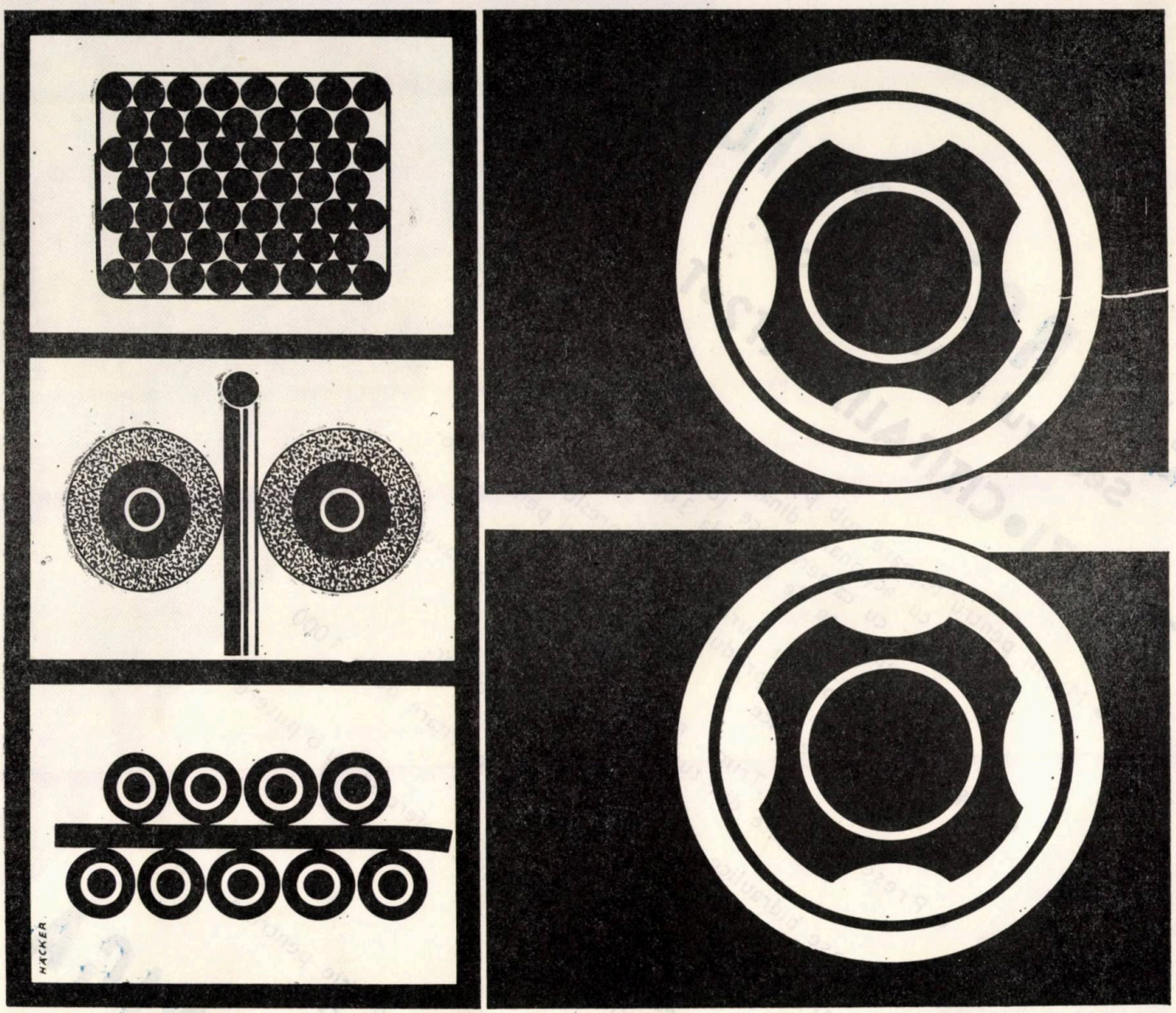
Întreprindere de comerț exterior
Katowice, Ligonia 7, Polonia
Cutia poștală 825
Telefon 513-401
Telex 31-416
Telegr.: CENTROZAP — Katowice

EXPORTĂ

- Laminoare bluming, laminoare pentru prelaminare și laminoare de profile
- Laminoare la cald pentru tablă groasă și subțire
- Aceste laminoare se livrează complet, împreună cu echipamentul auxiliar, asigurînd mecanizarea întregului proces de laminare

Întreprinderea livrează, de asemenea, echipament individual pentru laminoare

PUBLICOM



Cum poate fi eficient raţionalizat ajustajul?

Această întrebare se află permanent pe ordinea de zi a laminoarelor. Şi pe noi ne preocupă de mult această problemă şi am găsit rezolvarea ei convingătoare printr-o automatizare cît mai extinsă. Este vorba despre instalaţia noastră nouă de ajustare a oţelului aliat în bare ; gama dimensională a diametrelor de la 16 la 60 mm şi lungimea de la 3 la 6 m.

Domeniul de activitate la linia tehnologică a instalaţiei întregi cuprinde: îndreptarea, sortarea, debavurarea, încercarea, separarea, şlefuirea pentru curăţare, cîntărirea, marcarea, ambalarea şi legarea. Toate procesele de lucru pot fi mecanizate în regim continuu sau după cerinţe, pe operaţiuni individuale.

Avantajele sînt evidente : înlăturarea muncii fizice, grele, însemnată economie de forţă de lucru şi creşterea considerabilă a capacităţii de producţie.

Pentru prima oară expunem calea modernă către raţionalizarea temeinică a ajustajelor. Aceasta înseamnă înlăturarea poziţiilor slabe din panoul preţurilor de cost ale laminoarelor.

În legătură cu amănuntele care vă vor interesa, vă informăm sub indexul Ku. 7/69.

VEB SCHWERMASCHINENBAU „ERNST THÄLMANN", DDR — 3011 MAGDEBURG-BUCKAU

INFORMAŢII:

Ambasada R.D.G. din
R. S. ROMÂNIA
Secţia comercială
TKB Invest Export
Bucureşti, Calea Dorobanţilor 14

INVEST EXPORT

**Volkseigener Aussenhandelsbetrieb
der Deutschen Demokratischen Republik
DDR — 108 Berlin, Toubenstrasse 7/9**

**Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diai dd**

PUBLICOM

CENTROTECNICA

Sectorul pentru export:

TRIULZI • CITITALIA • AT2 • T.C.S.

- Mașini pentru turnare sub presiune pentru aliaje neferoase, cu acționare dinamică cu ulei, cu cameră caldă — cu cameră rece (orizontale și verticale) cu o capacitate de la 10 la 3 000 t.
- Mașini speciale pentru turnare sub presiune „Rotor-cast" pentru producerea rotorilor pentru motoare electrice.
- Prese speciale „Trim", rapide, pentru tăierea bavurilor rezultate din turnare.
- Prese hidraulice pentru ambutisarea tablelor.
- Prese speciale pentru presare și matrițare de la 1 000 la 2 000 t.
- Prese de extruziune pentu aliaje neferoase, cu o putere de maximum 1 200 t.

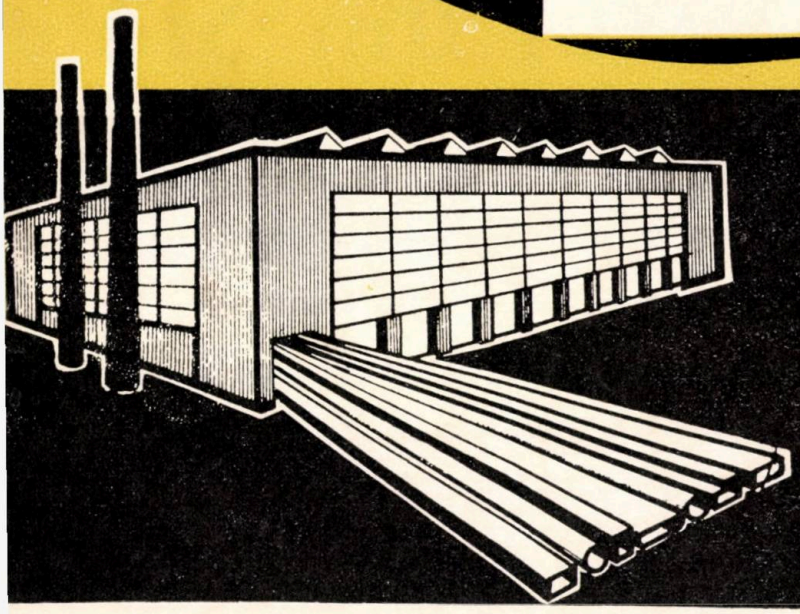
Organizația noastră vă stă la dispoziție pentru a vă trimite cataloage și oferte.

CENTROTECNICA

Strada Domenichino 7 — 20149 Milano — Italia

Telefon 43-55-20 — 43-55-41 — Telex 33212 CENTROM

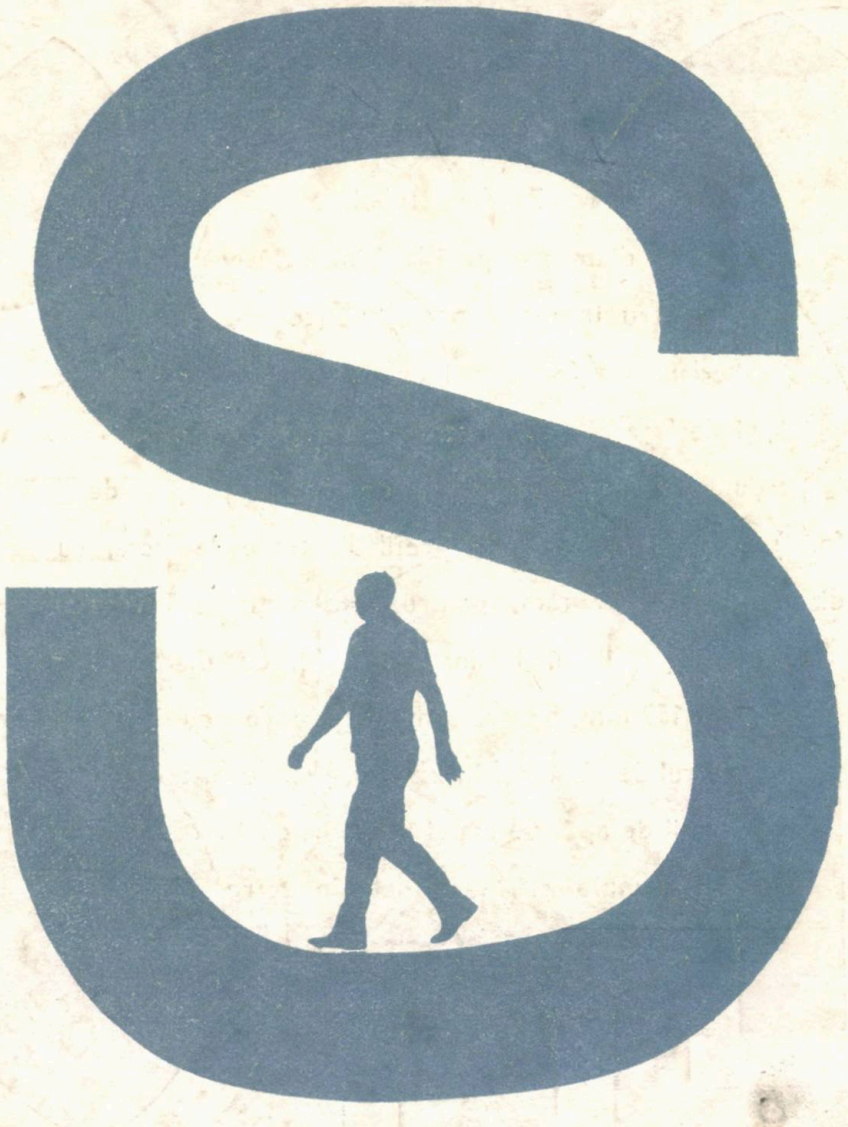
• Produse tubulare cu diametrul pînă la 6 in, inclusiv pentru industria petrolieră (conducte, burlane de foraj, țevi de extracție și prăjini de foraj) • Produse tubulare pentru prospecțiuni geologice (burlane de foraj, prăjini de foraj) • Țevi rotunde și profilate, trase la rece, cu diametrul de 5-57 mm, pentru construcții • Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48-152 mm, pentru construcții • Țevi cu diametrul de pînă la 5 in inclusiv, pentru instalații de apă, de gaz și de abur, cu filet și mufă sau fără filet, în stare neagră (nezincate)



UZINA DE ȚEVI

REPUBLICA

BUCUREȘTI • B-DUL MUNCII 256



Der Stahl überal um Sie

in Gebäuden
in Gassen und Landstrassen
in Brücken
in Eisenbahnen
in Maschinen
in Raum
in eurem Haus

ES IST ITALSIDER STAHL

PUBLICOM

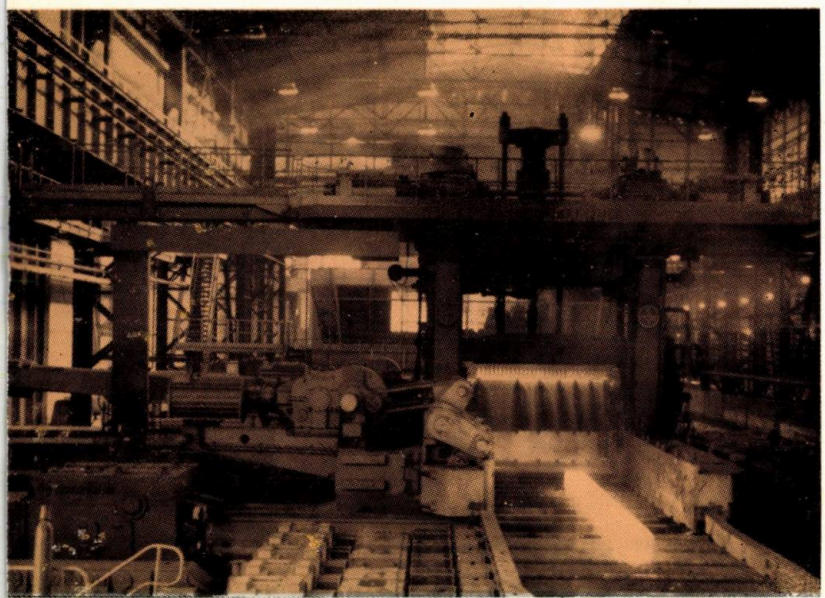
Finsider Group

E 3280

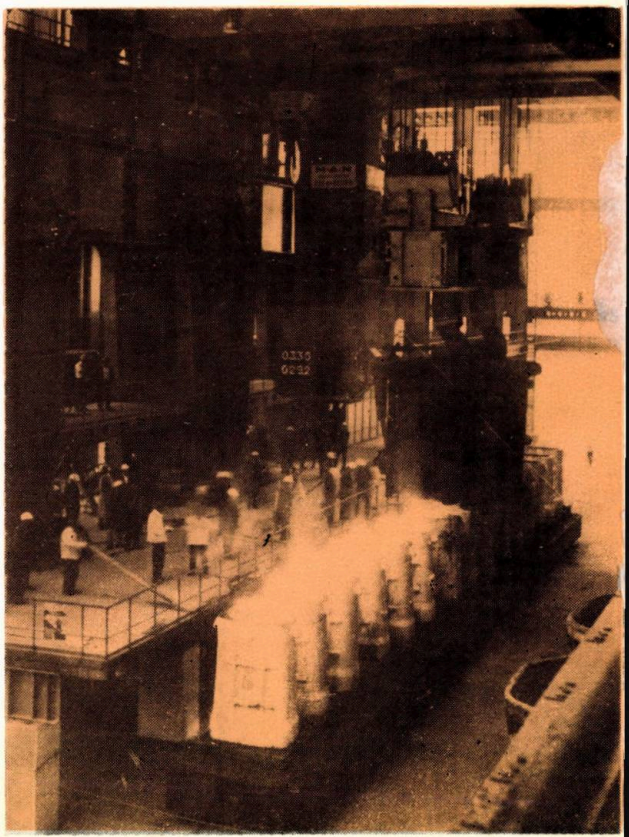
METALURGIA

ANUL 21 • NR. 8 • AUGUST 1969

1

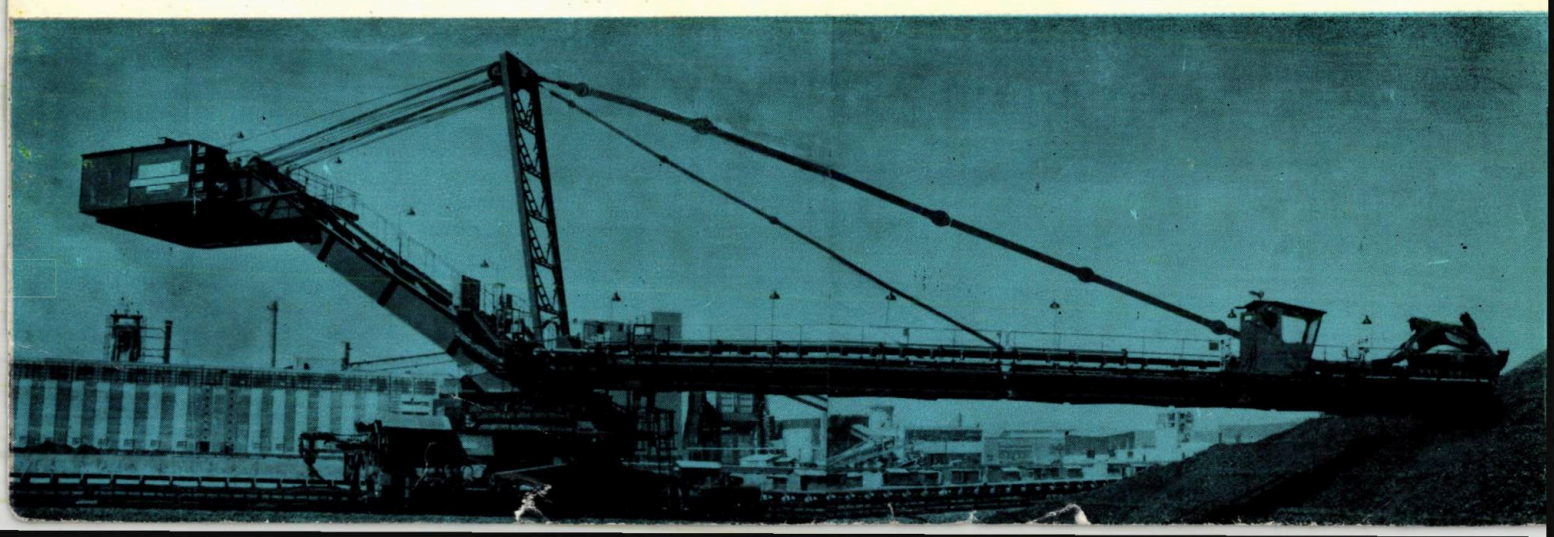


2



3

4



E 3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 8 August 1969

CUPRINS

Dezvoltarea industriei siderurgice a României în anii puterii populare 363

Drăgan I., Cosma D. şi *Dragomir C.* : **Realizări şi perspective în cercetarea metalurgică** 366

Prisecaru I. : **Realizări şi perspective în activitatea de proiectare pentru industria siderurgică** 370

Wechsler P. : **Realizări şi perspective în proiectarea laminoarelor din Republica Socialistă România** . 375

Ştefănescu I. şi *Barbu I.* : **Realizări şi perspective în domeniul fabricării cocsului** 387

Avram C. şi *Dobrovici D.* : **Realizări şi perspective în domeniul producţiei de fontă** 391

Ilin Gh. : **Dezvoltarea producţiei de oţel în Republica Socialistă România** 395

Popa I. G. : **Realizările în domeniul producţiei de laminate pline, în perioada 1944—1969** 398

Moldovan I. şi *Cacina A.* : **Creşterea producţiei de ţevi din oţel, factor principal pentru procesul de industrializare** 402

Ştefănescu Cl. : **Realizări şi perspective în domeniul turnării metalelor** 406

Ionescu C. şi *Burcioiu I.* : **Realizări şi perspective în domeniul tratamentului termic al oţelurilor** . . . 411

Gheorghiu Gh. şi *Sorocopud L.* : **Realizări şi perspective în domeniul materialelor refractare** 417

Negrescu V. : **Exportul de produse siderurgice şi metale nefercase în continuu progres** 421

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Coperta 1

Combinatul siderurgic ,,Gh. Gheorghiu-Dej'' — Galați. *Introducerea fontei lichide în convertizor.*

Coperta 2

1 — *Hunedoara noaptea*; *2* — Combinatul siderurgic — Hunedoara. *Bluming 1 300. Caja de laminare*; *3* — Combinatul siderurgic,,Gh. Gheorghiu-Dej'' — Galați. *Oțelăria. Hala de turnare*; *4* — Combinatul siderurgic ,,Gh. Gheorghiu-Dej'' — Galați. *Parcul de omogenizare Mașina de stivuit.*

Coperta 4

1 — Combinatul siderurgic ,,Gh. Gheorghiu-Dej'' — Galați. *Furnalul de 1 700 m³*; *2* — Uzina ,,Carbochim'' — Cluj. *Secția electrocorindon*; *3* — Uzina metalurgică — Iași. *Cuptor tunel și reductor-alungitor*; *4* — *Microsonda ICEM*; *5* — Combinatul siderurgic ,,Gh. Gheorghiu-Dej'' — Galați. *Striparea lingourilor.*

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966."

c. 6225

42 406

SOMMAIRE

Le développement de l'industrie sidérurgique de la Roumanie au cours de derniers 25 années.

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 363–365

CD 338.062 : 001.89 : 669.1

Drăgan I., Cosma D. et *Dragomir C.* : **Réalisations et perspectives dans la recherche métallurgique.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 366–369

CD 669.1 : 6.001.13 : 338.062

Prisecaru I. : **Réalisations et perspectives dans l'établissement des projets pour l'industrie sidérurgique.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 370–374

CD 621.771 : 6.001.13 : 338.062

Wechsler P. : **Réalisations et perspectives dans l'établissement des projets pour les laminoirs dans la République Socialiste de Roumanie.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 375–386

CD 662.741.3 : 338.062

Ştefănescu I. et *Barbu I.* : **Réalisations et perspectives dans la production du coke.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 387–390

CD 669.162.275 : 338.062

Avram C. et *Dobrovici D.* : **Réalisations et perspectives dans la production de la fonte.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 391–394

CD 669.14 : 338.062

Ilin Gh. : **Réalisations et perspectives dans la production de l'acier dans la République Socialiste de Roumanie.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 395–397

CD 621–12 : 338.062

Popa I. G. : **Réalisations dans la production des laminés pleins pendant la période 1944–1969.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 393–401

CD 621.643 : 338.062

Moldovan I. et *Cacina A.* : **L'augmentation de la production des tubes d'acier, facteur principal dans le processus d'industrialisation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 402–405

CD 621.74 : 338.062

Ştefănescu Cl. : **Réalisations et perspectives dans la coulée des metaux.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 406–410

CD 621.785 : 669.14

Ionescu C. et *Burcioiu I.* : **Réalisations et perspectives dans le traitement thermique des aciers.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 411–416

CD 666.76 : 338.062

Gheorghiu Gh. et *Sorocopud L.* : **Réalisations et perspectives dans le domaine des matériaux réfractaires.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 417–420

CD 669.1 : 669.2/8 : 382.6

Negrescu V. : **L'export des produits sidérurgiques et des métaux non-ferreux, en plein progrès.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 421–422

СОДЕРЖАНИЕ

Развитие металлургической промышленности Румынии в годы народной власти

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 363–365

ДК 338.062 : 001.89 : 669.1

Дрэган И., *Косма Д.* и *Драгомир К.*: **Достижения и перспективы исследований в области металлургии**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 366–369

ДК 669.1 : 6.001.13 : 338.062

Присекару И.: **Достижения и перспективы в проектной работе для промышленности черной металлургии**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 370–374

ДК 621.771. : 6.001.13 : 338.062

Векслер П.: **Достижения и перспективы в проектировании прокатных станов в Социалистической Республике Румынии**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 375–386

ДК 662.741.3 :338.062

Штефэнеску И. и *Барбу И.*: **Достижения и перспективы в области опризводства кокса**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 387–390

ДК 669.162.275 : 338.062

Аврам Ч. и *Добрович Д.*: **Достижения и перспективы в области производства чугуна**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 391–394

ДК 669.14 : 338.062

Илин Г.: **Достижения и перспективы в производстве стали**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 395–397

ДК 621–12 : 338.062

Попа И. Г.: **Достижения в области производства цельного проката в период 1944—1969 гг**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 398–401

ДК 621.643 : 338.062

Молдован И. и *Качина А.*: **Рост производства стальных труб — основной факторов в процессе индустриализации**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 402–405

ДК 621.74 : 338.062

Штефэнеску Кл: **Достижения и перспективы разливки металлов**

Mtalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 406–410

ДК 621.785 : 669.14

Ионеску К. и *Бурчою И.*: **Достижения и перспективы в области термообработки сталей**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 411–416

ДК 666.76 : 338.062

Георгиу Г. и *Сорокопуд Л.* **Достижения и перспективы в области огнеупоров**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 417–420

ДК 669.1 : 669.2/8 : 382.6

Негреску В.: **Непрерывный прогресс экспорта металлургических продуктов и цветных металлов**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 421–422

INHALT

Die Entwicklung des Hüttenwesenindustries Rumäniens in dem letzen 25 Jahren.

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 363–365

DK 338.062 : 001.89 : 669.1

Drăgan I., Cosma D. und *Dragomir C.* : **Erfolge und Perspektiven der Metallforschung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 366–369

DK 669.1 : 6.001.13 : 338.062

Prisecaru I. : **Projektierungserfolge und Perspektiven in der siderurgischen Industrie.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 370–374

DK 621.771 : 6.001.13 : 338.062

Wechsler P. : **Erfolge und Perspektiven der Walzwerkprojektierung in Rumänien.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 375–386

DK 662.741.3 : 338.062

Ştefănescu I. und *Barbu I.* : **Erfolge und Perspektiven im Kokserzeugungsgebiet.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 387–390

DK 669.162.275 : 338.062

Avram C. und *Dobrovici D.* : **Erfolge und Perspektiven im Roheisenerzeugungsgebiet.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8,p. 391–394

DK 669.14 : 338.062

Ilin Gh. : **Erfolge und Perspektiven für die Stahlerzeugung in Rumänien.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 395–397

DK 621–12 : 338.062

Popa I. G. : **Erfolge im Erzeugungsgebiet der gewalzenen Vollprofile, 1944—1969.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 398–401

DK 621.643 : 338.062

Moldovan I. und *Cacina A.* : **Erhöhung der Stahlrohrproduktion, Hauptfaktor des Industrialisierungsprozesses.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 402–405

DK 621.74 : 338.062

Ştefănescu Cl. : **Verwirklichungen und Aussichte im Metallgiessengebiet.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 406–410

DK 621.785 : 669.14

Ionescu C. und *Burcioiu I.* : **Erfolge und Perspektiven im Gebiet der Stahlwärmebehandlung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 411–416

DK 666.76 : 338.062

Gheorghiu Gh. und *Sorocopud L.* : **Erfolge und Perspektiven im Gebiet der Feuerfeststoffe.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 417–420

DK 669.1 : 669.2/8 : 382.6

Negrescu V. : **Der Ausfuhr der Eisenhüttenerzeugungen und nichteisenhaltige Metalle im stetigen Fortschritt.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 421–422

CONTENTS

The Development of The Iron and Steel Industry of Romania in the Last 25 Years.

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 363–365

DC 338.062 : 001.89 : 669.1

Drăgan I., Cosma D. and *Dragomir C.* : **Achievements and outlooks for metallurgical research.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 366–369

DC 669.1 : 6.001.13 : 338.062

Prisecaru I. : **Achievements and outlooks for siderurgical engineering.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 370–374

DC 621.771 : 6.001.13 : 338.062

Wechsler P. : **Achievements and outlooks for Rumanian rolling-mill engineering.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 375–386

DC 662.741.3 : 338.062

Ştefănescu I. und *Barbu I.* : **Achievements and outlooks in coke manufacturing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 387–390

DC 669.162.275 : 338.062

Avram C. and *Dobrovici D.* : **Achievements and outlooks in cast iron manufacturing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 391–394

DC 669.14 : 338.062

Ilin Gh. : **Achievements and outlooks for steel manufacturing in Rumania.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 395–397

DC 621–12 : 338.062

Popa I. G. : **Achievements in solid section rolling, 1944–1969.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 398–401

DC 621.643 : 338.062

Moldovan I. and *Cacina A.* : **Increase in iron tube manufacturing, main agent of industrialization.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 402–405

DC 621.785 : 669.14

Ionescu C. and *Burcioiu I.* : **Achievements and outlooks for iron heat-treating.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 406–410

DC 666.76 : 338.062

Gheorghiu Gh. and *Sorocopud L.* : **Achievements and outlooks for refractories.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 411–416

DC 621.74 : 338.062

Ştefănescu Cl. : **Achievements and prospects in metal casting.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8 p. 417–420

DC 669.1 : 669.2/8 : 382.6

Negrescu V. : **The continuous progress of siderurgical and non-ferrous products export.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 8, p. 421–422

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 8
AUGUST
1969
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

BESZÁMOLÓ DOKUMENTÁCIÓS

DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE A ROMÂNIEI ÎN ANII PUTERII POPULARE

Crearea și dezvoltarea unei puternice și moderne industrii siderurgice se numără printre realizările de seamă obținute de poporul român în cei 25 de ani care s-au scurs de la 23 August 1944.

Corespunzător investițiilor alocate acestei ramuri în anii puterii populare, industria siderurgică s-a dezvoltat și s-a modernizat neîntrerupt, ritmul mediu anual de creștere a producției globale siderurgice în cele două decenii de economie planificată fiind de 13,5%.

Producția principalelor produse a crescut an de an, ajungînd ca, în anul 1969, să fie mai mare decît producția realizată în anul 1938 de peste 25 ori la fontă, de peste 19 ori la oțel și de aproape 12 ori la laminate.

Realizînd în anul 1968 peste 5 mil. t oțel, România se plasează în rîndul țărilor cu un potențial siderurgic ridicat, situîndu-se pe locul 18 în ierarhia țărilor producătoare de oțel.

Toate aceste realizări au fost posibile datorită atenției acordate industriei siderurgice, de către partid și guvern, care au apreciat în mod just că dezvoltarea celorlalte ramuri ale economiei naționale nu se poate concepe fără asigurarea unei puternice baze siderurgice proprii.

O dată cu trecerea la conducerea planificată, de către stat, a întregii economii naționale, s-a trecut la dezvoltarea planificată a unei industrii siderurgice moderne, prin reconstruirea, sistematizarea și dezvoltarea uzinelor existente și prin construirea de uzine noi, dotate cu utilaje și instalații moderne.

Un rol deosebit de important în dezvoltarea siderurgiei a revenit investițiilor. În perioada de la naționalizare pînă în prezent s-au alocat fonduri de aproape 30 miliarde lei, ceea ce reprezintă peste 10% din totalul fondurilor alocate investițiilor din industrie. În comparație cu alte ramuri, ritmul investițiilor în siderurgie a fost dintre cele mai ridicate, iar volumul fondurilor a sporit substanțial o dată cu creșterea acumulărilor statului; în perioada 1960—1969 s-au făcut investiții de peste trei ori mai mari decît în deceniul precedent. Numai în anul 1969 se vor investi circa 4 miliarde lei, adică tot atît cît s-a investit în perioada 1956—1959. Aceste fonduri au fost îndreptate spre lărgirea bazei tehnico-materiale a producției siderurgice și spre modernizarea fondurilor fixe existente.

Ca urmare a investițiilor realizate, valoarea fondurilor fixe puse în funcțiune numai în perioada 1960—1969 va depăși 20 miliarde lei.

Realizarea investițiilor a fost făcută după cele mai noi principii din practica siderurgică mondială: construirea de agregate și instalații de capacități mari, mecanizarea și automatizarea cît mai avansată a proceselor de producție, introducerea unor procedee tehnologice noi. S-a

avut în vedere faptul că eficiența economică a investițiilor crește o dată cu mărimea și cu gradul de integrare a unor uzine siderurgice și, în consecință, s-au dezvoltat și integrat uzinele siderurgice existente — în principal cele de la Hunedoara și Reșița, precum și uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii, Oțelul roșu, „Victoria" — Călan, „Republica" — București etc. S-au construit uzine noi, printre care Combinatul siderurgic de la Galați, care se numără printre cele mai moderne unități de acest fel din Europa, Uzina de țevi — Roman, Uzina metalurgică — Iași, Uzina de sîrmă și produse din sîrmă — Buzău, Fabrica de țevi sudate — București.

De asemenea, tot în această perioadă, a fost creată o puternică industrie a produselor refractare, abrazive și cărbunoase, prin construirea unor moderne unități cum ar fi: „Carbochim" — Cluj, Fabrica de produse refractare — Alba Iulia, Fabrica de produse cărbunoase de la Slatina, în construcție, etc., precum și prin reprofilarea și dezvoltarea fabricilor existente.

La proiectarea și amplasarea noilor obiective, s-a urmărit dezvoltarea armonioasă și echilibrată din punct de vedere economic a tuturor regiunilor țării, repartizarea teritorială a forțelor de producție, ridicarea economică a județelor și orașelor mai puțin dezvoltate și folosirea condițiilor economice favorabile existente, în vederea obținerii unei eficiențe economice ridicate a investițiilor. Aproximativ jumătate din investițiile alocate siderurgiei au fost destinate tocmai acelor obiective noi amplasate în asemenea localități slab industrializate în trecut ca: Galați, Roman, Iași, Buzău, Alba Iulia, Slatina și în alte centre, care în prezent, prin grija partidului și statului, cunosc o dezvoltare social-culturală.

Un rol deosebit în obținerea tuturor realizărilor din siderurgie au avut cele două institute de proiectare — IPROMET și I.P.L., precum și ICEM.

Concepția de ansamblu a noilor uzine, soluțiile moderne adoptate în proiectarea și construcția halelor industriale, a utilajelor și tehnologiilor folosite, gradul de mecanizare și automatizare oglindesc maturitatea și competența proiectanților și cercetătorilor.

De asemenea, un rol important în realizarea practică a investițiilor alocate siderurgiei a revenit puternicelor întreprinderi de construcții și montaj de la Galați, Hunedoara și Reșița.

În realizarea investițiilor România a colaborat cu toate țările socialiste, precum și cu țările vest-europene cu industrie dezvoltată, printre care: Franța, Anglia, R.F. a Germaniei și Italia. Această colaborare a constat în: livrări de utilaje, de documentație și asistență tehnică, schimburi de produse siderurgice etc.

Ca urmare a intrării în funcțiune a unor utilaje și agregate moderne de mare productivitate, au crescut posibilitățile de colaborare cu partenerii externi în cadrul schimbului de produse siderurgice. România exportă în prezent însemnate cantități de metal, într-o gamă largă calitativă și dimensională, importînd alte produse siderurgice deficitare. Unele produse siderurgice românești au devenit cunoscute pe piața mondială cum ar fi, de exemplu, țevile și în special cele pentru industria petrolieră, tabla groasă etc.

Dezvoltarea siderurgiei în cei 25 de ani care au trecut de la înfăptuirea actului istoric de la 23 August 1944 a avut loc în condițiile unei dinamici ascendente a eficienței economice. Productivitatea muncii în această perioadă a crescut de peste 4 ori.

Numai în acești 4 ani ai actualului cincinal mai mult de două treimi din sporul producției globale a fost obținut pe seama creșterii productivității muncii. Concomitent a fost redus, de la o etapă la alta, prețul de cost al fontei, al oțelului lingou și al laminatelor.

Nivelele și ritmurile de creștere a producției și a productivității muncii, reducerea prețului de cost și creșterea acumulărilor în această perioadă confirmă justețea politicii de dezvoltare a siderurgiei, în condițiile de aprovizionare materială oferite de resursele indigene și colaborarea economică cu alte țări.

În același timp cu dezvoltarea siderurgiei, s-au format puternice colective de siderurgiști. Noile unități siderurgice, noile tehnologii, mecanizarea și automatizarea proceselor și instalațiilor siderurgice au impus diversifi-

carea și schimbarea conținutului meseriilor și specializării cadrelor din siderurgie.

Sarcini deosebite revin siderurgiei în etapa care urmează. Potrivit obiectivelor dezvoltării economiei naționale în perspectivă, industria siderurgică se va dezvolta în direcția creșterii rapide a producției de oțel. În anul 1975 se vor produce 10 — 10,5 mil. t oțel, 7,2 — 7,5 mil. t laminate și 1,0 — 1,1 mil. t țevi.

De subliniat este faptul că, urmînd linia de dezvoltare din actualul cincinal, principalul aport la sporirea producției de oțel în perioada 1971 — 1975 îl va avea Combinatul siderurgic de la Galați unde se va construi o cocserie, încă trei furnale de 1 700 m³, a doua etapă a oțelăriei cu convertizoare LD, iar la sectorul de prelucrare — laminoarele de benzi la cald și la rece.

În vederea asigurării unor materii prime și materiale importante, necesare siderurgiei, se vor pune în funcțiune capacități noi pentru producția de feroaliaje, materiale refractare bazice, cocs mărunt, produse cărbunoase.

Una din sarcinile principale ale siderurgiei în viitorul cincinal o constituie îmbunătățirea substanțială a structurii producției siderurgice, prin fabricarea unor sortimente valoroase, care să satisfacă, în condiții din ce în ce mai bune, cerințele de metal ale economiei.

În acest fel siderurgia își va aduce și în viitor o contribuție hotărîtoare la continuarea susținută a industrializării țării și, prin aceasta, la asigurarea unui ritm înalt al procesului de edificare a unei economii moderne.

Atingerea nivelelor la principalele produse siderurgice se va asigura atît pe seama punerii în funcțiune a unor importante capacități noi de producție, cît și pe seama utilizării mai bune a agregatelor existente.

Corespunzător Directivelor Congresului al X-lea al P.C.R., un accent deosebit se va pune pe creșterea producției de oțeluri de calitate, a oțelurilor de înaltă rezistență, inoxidabile, a oțelurilor pentru scule și rulmenți. Producția de 1,0 — 1,1 mil. t oțeluri aliate, prevăzută pentru anul 1975, reprezintă 10% din producția totală de oțel, fiind similară cu aceea a țărilor cu siderurgie ridicată.

În vederea atingerii acestui nivel se preconizează ca în viitorul cincinal să se realizeze o serie de lucrări de investiții, dintre care se menționează: extinderea ajustajului laminoarelor de profile mijlocii și ușoare la Combinatul siderurgic — Reșița, extinderea Laminorului de tablă groasă de la Galați, construirea unei noi uzine de oțeluri aliate.

O atenție deosebită va fi acordată în etapa următoare creșterii producției produselor cu prelucrare avansată: trefilate, țevi trase, profile îndoite, table zincate și cositorite etc., care să acopere cerințele crescînde ale economiei.

Importante lucrări de investiții se vor realiza și în celelalte uzine: extinderea sectorului de laminoare de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, mărirea capacității de producție a oțelăriei și a sectorului de laminoare de la Combinatul siderurgic — Reșița, darea în funcțiune a unei trăgătorii la rece la uzinele „Republica", a unei instalații de turnare continuă la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii etc.

O altă sarcină deosebit de importantă a siderurgiei în etapa următoare, subliniată de Directivele Congresului al X-lea al P.C.R., este reducerea consumului de cocs — materie primă deficitară și care, în același timp, are o pondere ridicată în prețul de cost al fontei.

Realizarea măreților sarcini care revin siderurgiei în etapa care urmează impun asigurarea cu cadre și perfecționarea calificării lor, corespunzător gradului ridicat de complexitate a agregatelor și tehnologiilor moderne, precum și continuarea acțiunii de organizare științifică a producției și a muncii.

Este necesară, de asemenea, o preocupare susținută din partea proiectanților, a cercetătorilor, a cadrelor de ingineri și tehnicieni din uzine, pentru documentare, în vederea însușirii celor mai noi cuceriri ale științei și tehnicii mondiale.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN CERCETAREA METALURGICĂ

Dr. ing. I. DRĂGAN, ing. D. COSMA şi ing. C. DRAGOMIR
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 338.062 : 001.89 : 669.1

Construcţia noii societăţi, bazată pe o industrie modernă şi o agricultură înaintată, pe folosirea cuceririlor revoluţiei tehnico-ştiinţifice, a impus necesitatea creerii institutelor de cercetări, care să contribuie la creşterea producţiei şi a productivităţii muncii, la valorificarea superioară a resurselor materiale şi umane ale ţării.

În anul 1950, ca urmare a cerinţelor tot mai mari ale industriei metalurgice, a fost creat

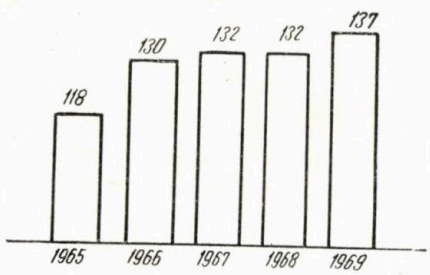


Fig. 1. Creşterea numărului de cercetători în perioada 1965—1969.

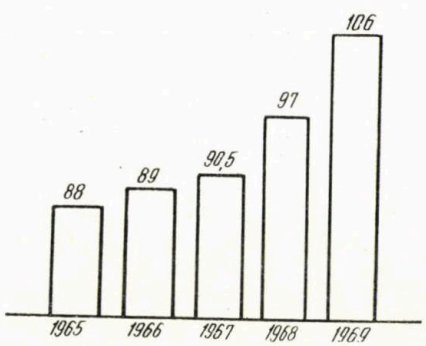


Fig. 2. Creşterea valorii mijloacelor fixe în perioada 1965—1969, în mil. lei.

Institutul de cercetări metalurgice (ICEM). Pornind cu un nucleu mic de cercetare şi de la o bază materială modestă, institutul s-a dezvoltat an de an, după cum rezultă din figurile 1 şi 2. Ca urmare a creşterii dotării, institutul are în prezent posibilitatea de a aborda, la un nivel ştiinţific corespunzător, probleme din domeniile: fonte, oţeluri, metalurgie fizică, deformări plastice, aliaje-coroziune, metalurgia pulberilor, refractare, cocs şi produse cărbunoase. De asemenea, institutul are posibilitatea de a rezolva probleme din domeniul tehnicii măsurării, al aplicării izotopilor radioactivi în metalurgie, precum şi al efectuării de cercetări matematice şi economice.

Activitatea institutului este axată pe următoarele direcţii de cercetare:

— valorificarea superioară şi lărgirea bazei de materii prime pentru siderurgie;

— asimilarea de noi mărci de oţeluri şi de aliaje cu caracteristici superioare;

— intensificarea proceselor siderurgice şi reducerea consumurilor specifice;

— îmbunătăţirea calităţii produselor metalurgice, refractare şi cărbunoase;

— introducerea de noi metode de investigare şi control în metalurgie;

— programarea producţiei, modelarea proceselor tehnologice şi controlul statistico-matematic al calităţii producţiei.

În sectorul fonte institutul s-a preocupat de introducerea gazului metan în furnale, în vederea reducerii consumului de cocs. În urma cercetărilor, s-a extins la toate furnalele introducerea gazului metan, ceea ce a dus, împreună cu alte măsuri, la reducerea consumului de cocs de la 725 kg/t fontă în 1965 la 655 kg/t fontă în 1968. De asemenea, s-au făcut cercetări pentru reducerea directă a minereurilor, pentru valorificarea fierului din minereuri sărace şi a diferitelor elemente de aliere, precum şi pentru valorificarea cenuşilor de pirită.

În ceea ce priveşte turnătoriile, se menţionează intrarea în funcţiune a staţiei de la uzinele „Victoria" — Călan pentru obţinerea de amestecuri fluide cu autoîntărire, folosite la turnarea lingotierelor mijlocii şi mari de 7 t, din fontă cu grafit nodular, care asigură o durabilitate de două ori mai mare decît a celor turnate din fontă cu grafit lamelar. În ceea ce priveşte cilindrii de laminor ICEM-ul a contribuit la asimilarea fabricării în ţară a următorilor tipuri (pentru C.S.H.): cilindrii pentru laminorul de sîrmă [cajele finisoare (19—24) şi cajele intermediare (9—18)], cilindrii pentru liniile de profile mici [cajele pregătitoare II (5—8), cajele intermediare I (9—12),

cajele intermediare II (13—16) și cajele finisoare].

Cercetările efectuate în domeniul îmbunătățirii și al extinderii gamei de oțeluri și de produse laminate au urmărit aspecte complexe, care să ducă la punerea la dispoziția beneficiarilor a unor produse siderurgice de calitate, capabile să răspundă scopului pentru care au fost create. Ca urmare, cercetările privind producerea noilor oțeluri studiate (elaborarea, deformarea plastică și tratamentul termic) au fost corelate cu cercetările privind cunoașterea multilaterală și completă a proprietăților de rezistență și a proprietăților tehnologice ale acestora.

Cercetările pentru elaborarea de oțeluri aliate și de calitate s-au axat pe următoarele direcții principale :

— cercetări pentru crearea și asimilarea unor mărci noi de oțeluri ;

— cercetări în vederea asimilării unor procedee noi de producere a oțelurilor și de perfecționare a celor existente.

Astfel, în direcția creării sau a asimilării de noi mărci de oțeluri aliate, au fost efectuate cercetări privind : oțelurile sudabile pentru construcții metalice aliate cu nichel, crom și vanadiu, precum și oțelurile microaliate cu azot și vanadiu sau cu azot și niobiu ; oțelurile inoxidabile ; oțelurile microaliate cu bor, cu sau fără adaosuri de crom și nichel, destinate fabricației unor repere de tractoare sau autocamioane ; oțelurile termostabile aliate cu crom-mangan-vanadiu-bor, pentru industria energetică și petrochimică.

De menționat că multe dintre mărcile de oțel cercetate au intrat în producția curentă a combinatelor siderurgice la nivel de mii de tone anual.

Pentru cunoașterea procesului de elaborare a oțelurilor în convertizorul cu oxigen, au fost făcute cercetări într-un convertizor de 2 t, în scopul studierii tehnologiei de elaborare a oțelurilor carbon calmate și necalmate, a oțelurilor slab aliate, precum și pentru stabilirea influenței procedeului asupra proprietăților oțelurilor.

Pe linia îmbunătățirii proprietăților unor oțeluri speciale au fost cercetate procedeele moderne de retopire și de solidificare a oțelului (retopire cu arc în vid și retopire electrică sub zgură), stabilindu-se posibilitatea unor creșteri importante ale purității și ale omogenității oțelurilor de rulmenți și refractare cu 12% Cr.

Cercetările pentru produse trefilate, trase și țevi se ocupă de problemele privind tehnologia de fabricare prin trefilare a sîrmelor rotunde de înaltă rezistență din oțel, precum și cu fabricarea unor produse din sîrmă cum sînt cablurile din oțel, de problemele legate de tehnologia de fabricare a țevilor și a barelor trase la rece și de fabricarea produselor tubulare simple sau placate.

În domeniul produselor profilate din oțel, cercetările s-au axat pe procedee noi de obținere și de îmbunătățire a calității lor ; s-au făcut, de asemenea, cercetări care au dus la introducerea în fabricație a profilelor economice.

Necesitatea îmbunătățirii calității produselor siderurgice, precum și crearea și asimilarea de de noi mărci cu domenii specifice de utilizare, impun cunoașterea cît mai completă a caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelurilor și a corelației lor cu microstructura. Cercetările efectuate în institut pe această linie au fost îndreptate spre cunoașterea comportării unor oțeluri la temperaturi ridicate de exploatare, în condițiile unor solicitări deosebite (fluaj, oboseală, șoc la temperaturi joase). În paralel au fost efectuate cercetări în vederea cunoașterii modificărilor structurale care au loc în cursul exploatării, în condiții de fluaj la temperaturi ridicate.

Realizările mai importante ale Institutului de cercetări metalurgice în domeniul coroziunii metalelor se referă la studiile efectuate asupra unor oțeluri inoxidabile și asupra oțelurilor nealiate și care au dus la stabilirea domeniilor de utilizare a acestora. Ca urmare a cercetărilor efectuate în laborator, în anul 1966 a fost posibilă experimentarea cu succes a acestor oțeluri în industria acidului azotic.

Tot pe linia asimilării oțelurilor aliate și înalt aliate, institutul a studiat oțelurile inoxidabile feritice foarte puțin folosite în România (numai din import) și a stabilit că aceste oțeluri au o foarte bună rezistență la coroziune în condiții în care în prezent sînt folosite oțeluri inoxidabile austenitice, cu mult mai scumpe.

Cercetările referitoare la aliajele neferoase au dus la stabilirea unui proces tehnologic pe baza căruia s-a fabricat, în anul 1968, la Uzina mecanică—Teleajen, circa 25 000 scule antiscîntei, dintr-un aliaj pe bază de Cr—Zn—Al—Fe. Tot ca o realizare în domeniul aliajelor neferoase este fabricarea centralizată la uzina „Ceahlăul" — Piatra Neamț a racordurilor pentru instalațiile de aspersiune, din aliaj aluminiu-siliciu.

Se menționează, de asemenea, cercetările care au permis definitivarea tehnologiei de obținere în țară a pieselor din carburi metalice sinterizate. Comportarea corespunzătoare a plăcuțelor fabricate în pilotul institutului a dus la acceptarea licenței ICEM, rezultînd o economie (prin renunțarea la cumpărarea Know-how) de 1 mil. lei valută.

În ceea ce privește cercetarea în domeniul refractarelor pentru siderurgie, aceasta a cuprins atît aspecte fundamentale, cît și probleme aplicative a căror rezolvare a permis lărgirea bazei de materii prime, dezvoltarea industriei

de materiale refractare (argile, dolomite, nisipuri etc.), introducerea de produse noi și extinderea sortimentului de produse.

A fost elaborat un proces tehnologic nou de fabricare a dolomitei metalurgice în cuptor rotativ, care se aplică la fabrica de dolomită metalurgică de la Zlaști.

În continuare se prezintă pe scurt produsele noi, realizate pe baza cercetărilor.

S-au realizat în cuptor rotativ șamote aluminoase cu conținut ridicat de Al_2O_3 (45—60%) printr-un nou procedeu, care reprezintă o realizare deosebită a cercetătorilor români.

Șamotele înnobilate au satisfăcut necesitățile de refractare pentru construirea noilor agregate siderurgice (furnale, caupere, cuptoare Martin, cuptoare cu propulsie, cuptoare adînci).

S-a pus la punct fabricația industrială a unor betoane refractare cu utilizări pînă la temperatura de 1 200°C, în vederea înlocuirii cărămizilor fasonate clasice cu mase refractare monolitice. Pentru extinderea utilizării maselor monolitice în România, cercetătorii s-au preocupat și de realizarea unor sortimente superioare de cimenturi și mase refractare, care să reziste pînă la temperatura de 1 700°C. Aceasta permite eliminarea treptată a importului materialelor similare, necesitate de noile industrii în plină dezvoltare.

Începînd cu anul 1967 se produc, după tehnologia ICEM, materiale termoizolante — Termicem — care, utilizate la oțelăriile de la Hunedoara, Reșița și Galați, au redus consumul specific de metal, realizîndu-se o economie anuală de peste 15 mil. lei.

Vasta acțiune de introducere a matematicii în economie, în cercetarea și analiza economică, în planificare și în statistică, și-a găsit concretizarea la ICEM, prin înființarea unei secții de cercetări matematice.

Această secție și-a axat activitatea pe realizarea unei biblioteci de programare aplicabile în siderurgie, dintre care se menționează : modelarea producției de oțel la OSM-2 — C.S.H., programarea producției de tablă groasă la C.S.G., programarea producției pe liniile fine de laminare, controlul statistico-matematic al calității producției și altele.

În scopul lărgirii bazei de materii prime, s-au abordat lucrări de cercetare legate de producerea diverșilor combustibili solizi pentru aglomerator — cocs mărunt, cocs de fluidizare etc., la care s-au stabilit diferite variante tehnologice de producere, precum și indicii tehnico-economici ai utilizării lor la aglomerator.

În cadrul lucrărilor efectuate pentru dezvoltarea industriei cocsochimice în România, cercetătorii din Institutul de cercetări metalurgice, în strînsă colaborare cu proiectanții, au stabilit domeniul rețetei tip și tehnologia de fabricare a cocsului în noua cocserie de la Combinatul siderurgic — Galați. Pe baza lucrărilor efectuate s-a trecut la proiectarea acestei unități.

Rezolvarea problemelor de plan la nivel științific corespunzător a dus la creșterea eficienței economice a cercetării (fig. 3), la creșterea încrederii acordate colectivului de cercetare și s-a reflectat prin numeroasele cereri de contracte de cercetare. În anul 1968, s-au efectuat 80 de lucrări pe bază de contracte directe,

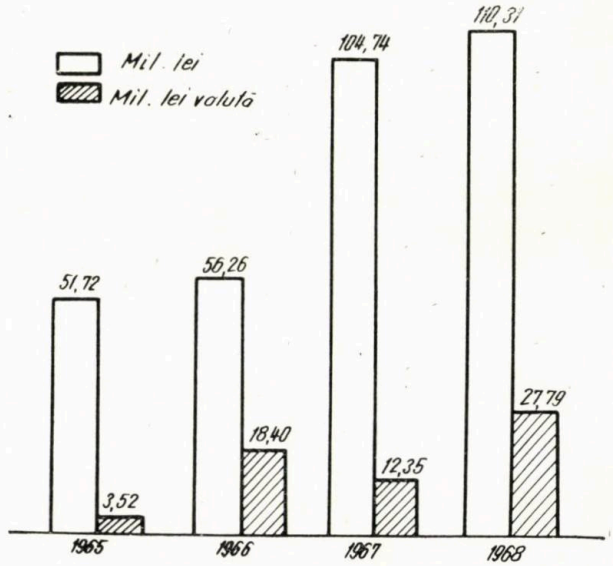


Fig. 3. Eficiența economică a cercetărilor valorificate în perioada 1965—1968.

reducîndu-se astfel cheltuielile bugetare ale institutului cu circa 12,5 mil. lei.

Pentru viitor, Institutului de cercetări metalurgice îi revin sarcini importante în reducerea consumului de metal și de cocs. Acestea vor trebui să aibă în vedere stabilirea măsurilor care să ducă la ridicarea proprietăților fizico-mecanice garantate ale produselor siderurgice, prin creșterea gradului de omogenitate și de constanță a proprietăților. În mod suplimentar vor trebui caracterizate și alte proprietăți tehnologice ale produselor siderurgice (de exemplu în cazul oțelurilor : sudabilitatea ; călibilitatea și altele). Caracterizarea complexă și multilaterală a produselor studiate în institut trebuie să constituie o permanentă preocupare a cercetătorilor.

Trebuie avută în vedere și necesitatea optimizării proceselor tehnologice, în scopul reducerii pierderilor de metal pe întregul flux al fabricației metalurgice. Cercetările matematice trebuie să-și aducă în această direcție o contribuție mai mare prin raționalizarea programelor de laminare și debitare, care să asigure obținerea de laminate la lungimi fixe și multiple, precum și la toleranțe negative.

În vederea utilizării mai eficiente a bazei de materii prime este necesară finalizarea cercetărilor privind îmbunătățirea procesului de

aglomerare la combinatele siderurgice de la Hunedoara și Reșița, precum și continuarea cercetărilor pentru peletizarea concentratelor și minereurilor prăfoase. De asemenea, este indicată experimentarea preîncălzirii gazului metan la utilizarea în furnal, în vederea creșterii aportului termic pentru crearea condițiilor reducerii consumului de cocs.

Intensificarea proceselor de elaborare în agregatele siderurgice constituie o pîrghie importantă de creștere a productivității acestora. Reducerea pierderilor din degajări de praf la suflarea oxigenului în cuptoarele Martin, precum și îmbunătățirea parametrilor termici ai agregatelor siderurgice prin intensificarea proceselor de ardere vor trebui să constituie obiective în acest domeniu.

Sarcinile impuse de cerințele mereu crescînde ale beneficiarilor duc la o creștere și diversificare continuă a gamei de sortimente a produselor siderurgice. În cadrul necesității de creștere a producției de oțeluri de calitate, cercetarea are misiunea de a pregăti condițiile tehnologice pentru asimilarea de noi mărci de oțeluri de construcție, cu proprietăți mecanice și tehnologice superioare și la un preț de cost scăzut. Trebuie avute în vedere îndeosebi oțelurile pentru construcții metalice, a căror pondere în consumul total de oțel este predominantă. De asemenea, trebuie acordată atenție noilor mărci de oțeluri aliate și înalt aliate, cu prescripții calitative superioare cerute de industria constructoare de mașini, utilaj petrolier, chimic etc.

Creșterea economicității producției siderurgice impune finalizarea cercetărilor privind asimilarea cilindrilor turnați din fontă și oțel, tinzînd astfel la eliminarea importului. Scăderea consumului de utilaj de turnare se poate realiza prin îmbunătățirea caracteristicilor fontelor și prin utilizarea modificatorilor complecși. În scopul măririi productivității secțiilor producătoare de utilaje de turnare, se consideră indicată dezvoltarea formării cu amestecuri fluide cu autoîntărire.

În domeniul materialelor refractare este necesară intensificarea cercetărilor, în vederea creării de noi sorturi de materiale refractare din clasa betoanelor și cimenturilor și finalizarea cercetărilor pentru creșterea durabilității căptușelilor oalelor de turnare, ale bolților cuptoarelor adînci, ale cuptoarelor rotative etc. O atenție deosebită trebuie acordată în continuare problemelor legate de diversificarea și îmbunătățirea calității maselor termoizolante de protecție, folosite la turnarea oțelului.

Sarcini importante revin și cercetării legate de îmbunătățirea rețetelor de fabricare a cocsului, în special pentru noua cocserie de la Combinatul siderurgic — Galați, care trebuie să folosească și cărbuni de mărci inferioare. Vor trebui intensificate cercetările pentru a produce mai mult cocs din cărbuni indigeni atît pentru furnale, cît și pentru aglomeratcare.

Realizările obținute în domeniul producerii aliajelor neferoase, a pulberilor metalice și a produselor sinterizate fabricate prin metalurgia pulberilor demonstrează utilitatea continuării cercetărilor în aceste direcții, folosind experiența și baza materială existentă în cadrul institutului.

Colectivul ICEM este hotărît să răspundă grijei pe care Partidul Comunist Român și Guvernul o acordă dezvoltării științifice și, împreună cu unitățile productive, să contribuie la dezvoltarea industriei metalurgice românești.

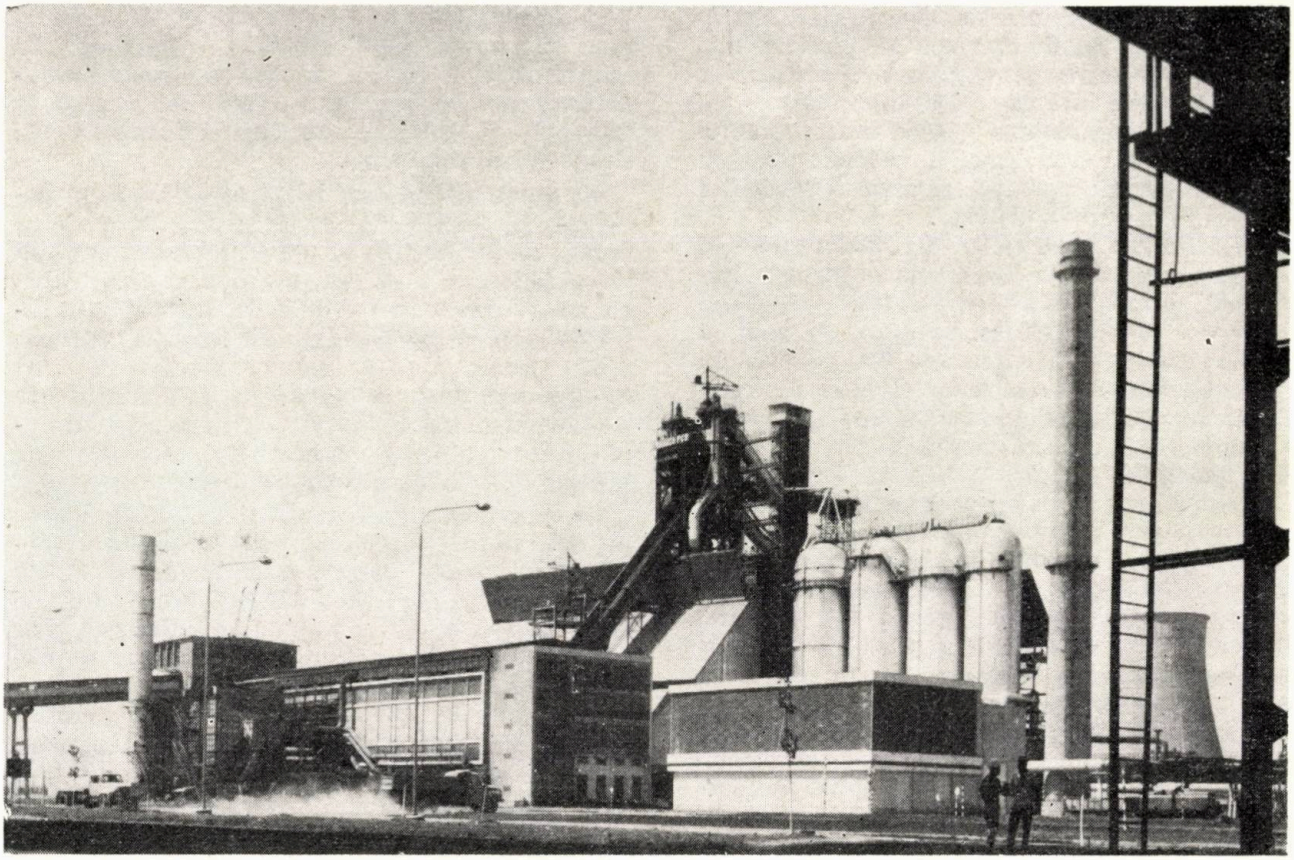


Fig. 1. Combinatul siderurgic — Galaţi. Furnalul de 1 700 m³.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN ACTIVITATEA DE PROIECTARE PENTRU INDUSTRIA SIDERURGICĂ

Ing. I. PRISECARU
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice (IPROMET)

CZ 669.1 : 6.001.13 : 338.062

Odată cu trecerea la aplicarea politicii de industrializare socialistă şi la organizarea planificării activităţii economice a statului, a apărut necesitatea elaborării unor proiecte complexe, care să îmbrăţişeze toate ramurile tehnicii şi să cuprindă cît mai multe din sectoarele economiei naţionale.

Înfiinţarea Institutului de proiectări industriale (I.P.I.) la 1 ianuarie 1949 a marcat trecerea de la faza în care instalaţiile siderurgice se realizau pe baza unor proiecte elaborate — în majoritate — peste hotare, şi erau completate uneori cu proiecte de mică importanţă întocmite în cadrul serviciilor tehnice ale întreprinderilor, la o etapă nouă, în care concepţia — şi în primul rînd concepţia tehnologică — aparţinea inginerilor şi proiectanţilor români, etapă în care trebuia părăsită dezvoltarea anarhică a uzinelor, în favoarea unui sistem care să asigure realizarea sarcinii de industrializare a ţării.

Sarcinile de investiţii din primii ani de după eliberare aveau în vedere în primul rînd asigurarea funcţionării unităţilor existente, completarea lipsurilor grave ale unor ramuri de producţie, armonizarea uzinelor existente şi, ceva mai tîrziu, construirea de unităţi noi care să corespundă cerinţelor tehnicii moderne. Toate aceste sarcini se confundau de fapt cu sarcinile institutului nou creat, care în aceste condiţii a căpătat o dezvoltare rapidă (circa 700 salariaţi în anul 1950).

Dezvoltarea impetuoasă a lucrărilor de investiţii a făcut necesară, în cursul anului 1950, crearea de noi institute (IPROM, IPROCHIM, I.P.I.U.), constituite cu cadre formate la I.P I., acestui institut — denumit de acum înainte IPROMET — revenindu-i sarcina de a proiecta

uzine și instalații siderurgice și de metalurgie prelucrătoare, precum și fabrici de materiale refractare pentru siderurgie și alte ramuri.

S-a deschis astfel un orizont nou în fața proiectanților institutului atît în ceea ce privește complexitatea și amploarea problemelor, cît și în ceea ce privește coordonarea materialului proiectat într-o unitate de sine stătătoare : combinat, fabrică, atelier etc.

Prin specializarea institutului s-au creat astfel condiții noi pentru ridicarea nivelului tehnic al soluțiilor și pentru perfecționarea organizatorică a institutului.

Alinierea activității de concepție tehnică la nivelul impus de sarcinile primelor planuri de stat a necesitat din partea proiectanților un efort deosebit de documentare tehnică și de asimilare a metodologiei de proiectare.

Prin muncă entuziastă și organizată, institutul a reușit să învingă dificultățile inerente începutului, acumulînd an de an experiența necesară rezolvării problemelor de complexitate crescîndă, ridicate de proiectarea obiectivelor siderurgice din România la nivelul tehnicii mondiale.

Conferința națională a P.C.R. a arătat încă din 1945 că în regiunea Hunedoara, o dată cu punerea în funcțiune a uzinelor și cu creșterea producției de cărbuni din Valea Jiului, va putea fi organizată o producție industrială complexă de cocs metalurgic, fontă, oțel și laminate, precum și o industrie chimică bazată pe valorificarea complexă a produselor auxiliare de cocsificare.

Unul dintre primele obiective ale institutului a fost sistematizarea și dezvoltarea micii uzine metalurgice de la Hunedoara, prin reconstruirea pe noi baze a principalelor agregate și instalații și prin valorificarea superioară a bazei interne de materii prime.

Pe baza proiectelor elaborate de IPROMET au început să intre în funcțiune importante capacități de producție la Hunedoara, Reșița, Călan și Cîmpia Turzii, ca și în alte centre industriale.

Una dintre primele realizări a fost proiectarea furnalului de 450 m³ de la Hunedoara, intrat în funcțiune în 1952 și dotat cu un grad avansat de mecanizare și automatizare, realizare pentru care institutul a fost distins cu Premiul de stat. Tot la Hunedoara, pentru a se asigura baza de materii prime necesară furnalelor (minereu și cocs), s-a trecut la proiectarea fabricii de aglomerare a minereurilor și a uzinei cocsochimice, care s-au pus în funcțiune în perioada 1954—1955.

Pe baza proiectelor elaborate de IPROMET au intrat apoi în funcțiune, în 1956, furnalul de 700 m³ de la Hunedoara și laminorul de platine de la uzinele „Oțelul roșu". Lucrări deosebit de importante s-au mai desfășurat pentru proiectarea laminorului de tablă subțire de la Galați, dotat cu utilaj și agregate de mare tehnicitate.

Un examen greu pentru proiectanți a fost elaborarea proiectelor pentru oțelăriile Martin de la Hunedoara și de la Reșița, dotate cu cuptoare de mare capacitate, ambele intrate în funcțiune în 1958.

Lucrările mari de proiectare desfășurate în cadrul celui de-al doilea plan cincinal sînt concretizate, de asemenea, prin realizarea pe teren a laminorului bluming, intrat în funcțiune în cursul anului 1958, și a laminorului de 650 mm, intrat în funcțiune în 1959.

Paralel cu proiectele pentru dezvoltarea combinatelor și a uzinelor siderurgice, au fost elaborate proiecte pentru modernizarea și mărirea capacităților de producție ale uzinelor constructoare de mașini, dintre care se menționează uzinele „Tractorul" și „Steagul roșu" din Brașov, Uzinele constructoare de mașini din Reșița, Uzina mecanică din Sinaia, uzinele din Colibași, Arad, Timișcara, Sibiu. De asemenea, au fost elaborate proiecte pentru dezvoltarea și modernizarea fabricilor de produse refractare necesare siderurgiei, aflate la Aleșd, Turda, Brașov, Cristian, Azuga etc.

Experiența tehnică și organizatorică acumulată în primii zece ani de activitate a permis institutului să rezolve cu succes sarcinile trasate de Directivele Congresului al VIII-lea al P.C.R. cu privire la creșterea producției de fontă și oțel în perioada planului de șase ani (1959—1965).

Pe baza proiectelor elaborate de IPROMET, au intrat în funcțiune, în perioada 1960—1965, agregate și instalații de mare tehnicitate, ca furnalele de 700 m³ de la Reșița, furnalele de 1 000 m³ de la Hunedoara, noile fabrici de aglomerare a minereului de fier de la Reșița și Hunedoara, cuptoarele Martin de 400 t de la oțelăria nouă de la Hunedoara, turnătoria de lingotiere de la Călan etc.

În 1960 Institutul a abordat, în calitate de proiectant general, problema proiectării noului combinat siderurgic de la Galați, care urmează să producă în etapa finală circa 5 mil. t oțel anual. Proiectarea acestui nou și mare ansamblu siderurgic la nivelul tehnicii celei mai înalte a pus în fața lucrătorilor institutului sarcina de a rezolva probleme deosebit de complexe și de înaltă tehnicitate.

Acest combinat este dotat în prima etapă cu două furnale de 1 700 m³, care, prin parametrii proiectați, se înscriu pe treapta superioară a realizărilor pe plan mondial.

Sectorul de furnale de la Combinatul siderurgic Galați a fost dotat cu o gospodărie de materii prime care realizează depozitarea, concasarea, sortarea și omogenizarea minereurilor, precum și concasarea și sortarea calcarului și a cocsului. Fluxul tehnologic de transport este realizat integral pe benzi de mare capacitate,

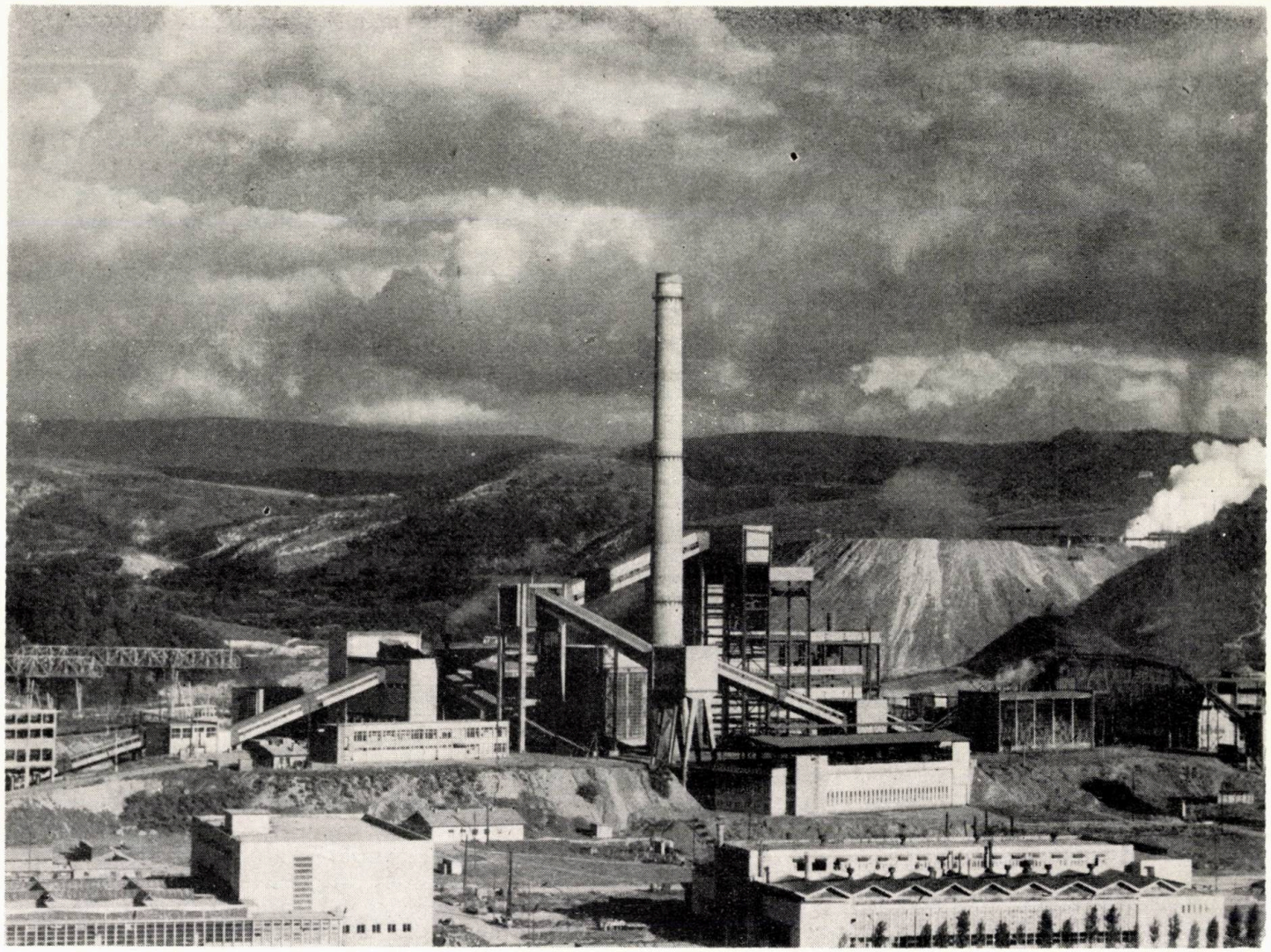


Fig. 2. Combinatul siderurgic — Reşiţa. Fabrica de aglomerare.

iar manipularea materiilor prime în depozit şi în parcul de omogenizare se efectuează cu maşini la sol. Acest ansamblu asigură — împreună cu fabrica de aglomerare dotată cu benzi de 156 m² — pregătirea înaintată a încărcăturii furnalelor.

Oţelăria combinatului este dotată cu trei convertizoare cu oxigen de 130—150 t. Adoptarea acestei soluţii prezintă o serie de avantaje : investiţie specifică redusă, productivitate ridicată, costuri de producţie scăzute.

Prin justa alegere a capacităţii şi a procedeelor de producţie, precum şi a celor mai moderne scheme tehnologice, prin automatizarea înaintată a proceselor de producţie şi a instalaţiilor auxiliare, noul combinat reprezintă o contribuţie a gîndirii tehnice româneşti la patrimoniul siderurgiei mondiale; preţul de cost al produselor noului combinat va fi mai mic decît la uzinele care funcţionează în prezent.

Concomitent cu proiectarea agregatelor care asigură creşterea producţiei de fontă şi oţel, a fost abordată şi problema dezvoltării producţiei de oţeluri speciale şi aliate. În acest scop au fost proiectate şi au intrat în funcţiune oţelării electrice cu cuptoare de capacităţi diferite, dintre care se menţionează în special oţelăria Uzinei de maşini grele — Bucureşti, dotată cu cuptoare de 50 t, care furnizează oţeluri de calităţi superioare pentru necesităţile industriei constructoare de maşini.

Pentru corelarea producţiei de materiale refractare cu aceea de produse siderurgice, IPROMET a elaborat proiectele necesare de extindere şi modernizare a fabricilor existente la data înfiinţării institutului. Astfel, au fost reconstruite şi modernizate fabricile de la Azuga, Aleşd, Pleaşa (Ploieşti), „Răsăritul" din Braşov, „Vulturul" din Comarnic ca şi din alte localităţi. În 1965 a intrat în funcţiune noua fabrică de refractare de la Alba Iulia,

cu o capacitate de circa 100 000 t de cărămizi și circa 150 000 t de șamotă, iar recent a început să producă noua fabrică de dolomită de la Zlești — Hunedoara, care produce și dolomita sinterizată, necesară fabricii de blocuri dolomitice pentru convertizoarele LD de la Galați.

Pe lîngă realizările expuse mai sus, care ilustrează progresele în domeniul proiectării marilor unități industriale și în cel al concepției tehnologice de ansamblu, se mai înscriu la activul IPROMET contribuția deosebită la dezvoltarea concepției arhitectonice și a construcțiilor industriale, elaborarea proiectelor de execuție pentru majoritatea utilajelor tehnologice, proiectarea instalațiilor necesare asigurării utilităților, precum și elaborarea documentației pentru automatizarea avansată a unor operații tehnologice.

Se pot cita în acest sens: structurile de rezistență ale halei de utilaj greu de la Reșița, oțelăria și fabrica de aglomerare de la Combinatul siderurgic — Galați, oțelăria de la Combinatul siderurgic — Hunedoara.

O lucrare de construcții ieșită din comun este podul de traversare a funicularului de calcar peste orașul Reșița, despre care se poate afirma că este unică în țară. De asemenea, nivelul concepției și rezultatele obținute în exploatare cu castelele de apă proiectate de IPROMET au permis tipizarea acestora și adoptarea lor în cadrul altor ramuri industriale.

Activitatea sistematică desfășurată pentru însușirea proiectării unor utilaje complexe, cu performanțe ridicate, a permis ca unitățile proiectate de IPROMET să aibă în dotare, în cea mai mare parte, utilaje fabricate în România. Pentru a scoate în evidență nivelul atins în acest domeniu este suficient să se amintească melanjorul de 1 600 t de la oțelăria Combinatului siderurgic — Galați, utilajele de bază ale fabricilor de aglomerare, ale furnalelor și cele din turnătorii, care pot sta alături de utilajele produse de mari firme specializate de peste hotare.

În domeniul instalațiilor trebuie menționate epurarea cu tuburi Venturi la furnale, alimentarea cu apă a Combinatului siderurgic — Reșița, centralele de suflante ș.a.

Nu se poate încheia această scurtă trecere în revistă a realizărilor IPROMET fără a aminti activitatea de asistență tehnică desfășurată pe șantiere, și în special la punerile în funcțiune, de către inginerii proiectanți.

Rezultatele obținute în cei peste 20 de ani de activitate demonstrează că IPROMET a atins un nivel de competență tehnică care îi permite să-și aducă partea sa de contribuție la dezvoltarea siderurgiei atît pe plan intern, cît și pe calea exportului de proiecte și soluții tehnice adecvate oricăror cerințe.

★

Perspectivele privind activitatea de viitor a IPROMET se identifică cu sarcinile care decurg din necesitatea de dezvoltare în continuare a industriei siderurgice, la un nivel care să situeze România în rîndul țărilor cu grad avansat de industrializare.

Preocupările IPROMET se vor îndrepta și mai mult către ridicarea eficienței economice a lucrărilor proiectate, pe baza adoptării de tehnologii avansate, cu un grad de mecanizare și automatizare adecvat, precum și pe baza reducerii valorilor de investiții și în special a ponderii lucrărilor de construcții-montaj.

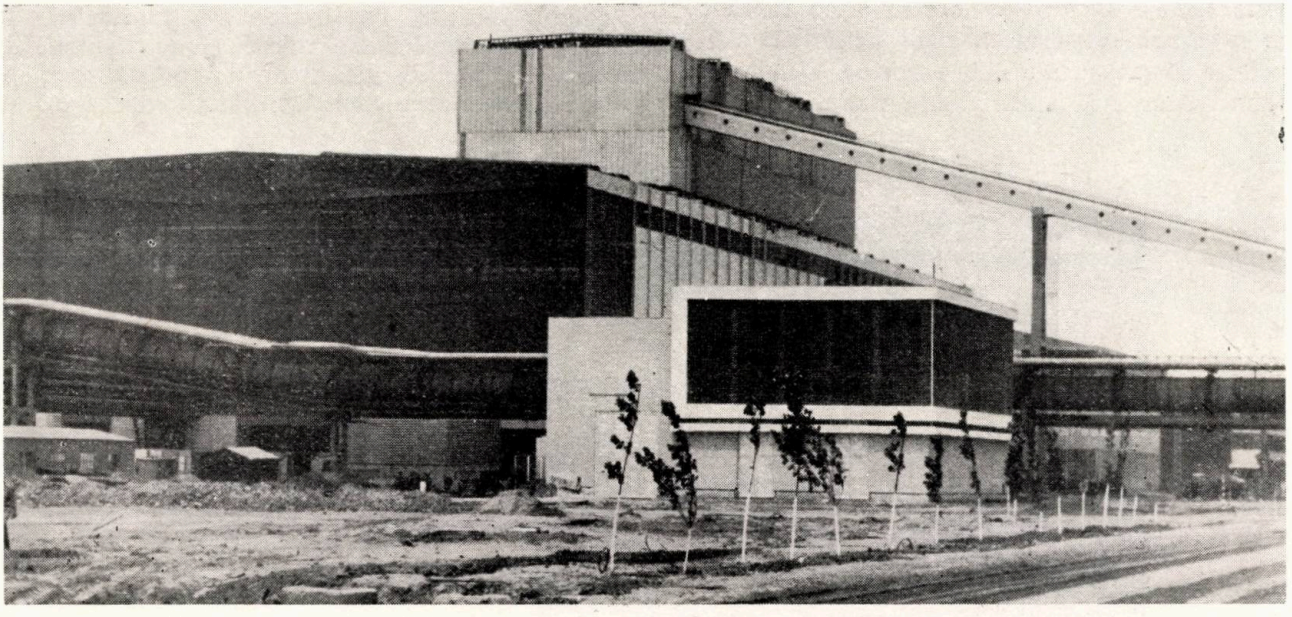


Fig. 3. Combinatul siderurgic — Galați. Oțelăria LD.

Încă de pe acum se acordă o deosebită atenţie unor probleme a căror rezolvare va permite creşterea rentabilităţii producţiei siderurgice ca, de exemplu : reducerea consumului de cocs la furnale, extinderea utilizării oxigenului la elaborarea oţelului, mărirea ponderii producţiei de oţeluri aliate şi înalt aliate, utilizarea produselor antiretasură la turnarea oţelului, extinderea la scară uzinală a transportului pe bandă şi a mecanizării lucrărilor legate de descărcarea şi manipularea materiilor prime ş.a.

Dintre obiectivele concrete care stau în prezent în faţa proiectanţilor de la IPROMET se citează următoarele :

— Proiectele de execuţie pentru Uzina cocsochimică de la Combinatul siderurgic — Galaţi, a cărei realizare va permite asigurarea cu cocs propriu a celei mai mari părţi a consumului la furnalele acestui combinat.

— Studiile tehnico-economice şi proiectele de execuţie pentru lucrările aferente etapei a II-a de dezvoltare a Combinatului siderurgic — Galaţi (sectoarele furnale, aglomerare, oţelărie, refractare, plan general, energetice şi întreţinere).

— Proiectele de execuţie pentru dezvoltarea la profil final a sectoarelor de bază ale Combinatului siderurgic — Hunedoara.

Pe baza studiilor efectuate s-a stabilit oportunitatea realizării unei unităţi pentru producerea feroaliajelor pe bază de mangan şi siliciu, produse aprovizionate pînă în prezent aproape în exclusivitate din străinătate.

De asemenea, varietatea mărcilor de oţeluri aliate şi înalt aliate cerute de dezvoltarea ramurii construcţiilor de maşini şi posibilităţile reduse la ora actuală în acest domeniu fac necesară construirea unei uzine ale cărei produse să satisfacă aceste cerinţe şi să permită reducerea cît mai mare a importurilor.

Realizarea acestor două unităţi constituie una din cele mai importante sarcini care revin IPROMET, proiectarea lor ridicînd probleme care nu au fost abordate pînă în prezent în România.

Intrarea în funcţiune, în anii 1969—1970, a unor obiective importante (furnalul nr. 2 şi banda de aglomerare de la Combinatul siderurgic — Galaţi, fabrica de blocuri dolomitice, de la acelaşi combinat, fabrica de produse cărbunoase de la Slatina ş.a.) va aduce din nou pe şantiere cadrele de specialişti ai IPROMET pentru asistenţă tehnică la montaj, pentru probe şi punere în funcţiune.

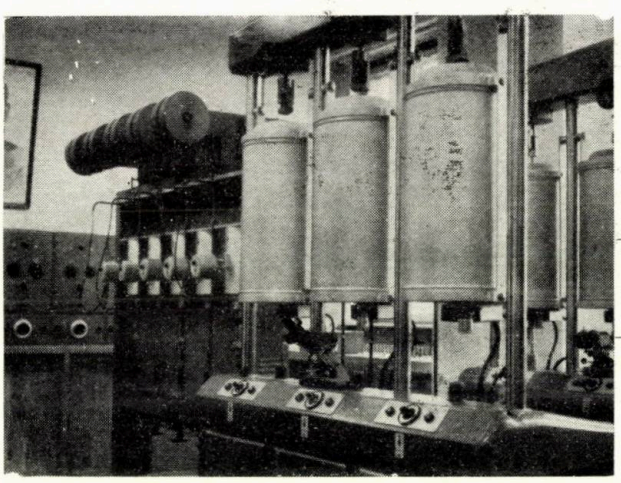
Sarcinile grele care stau în faţa IPROMET impun o preocupare deosebită în legătură cu organizarea şi desfăşurarea activităţii de proiectare, cu ridicarea continuă a pregătirii şi nivelului profesional — tehnic şi economic — al proiectanţilor şi, în sfîrşit, cu necesitatea de a promova cuceririle tehnice realizate pe plan intern şi mondial.

Pentru mărirea în continuare a productivităţii muncii de proiectare şi îmbunătăţirea calităţii proiectelor se prevede extinderea metodei de proiectare pe machete-model şi înfiinţarea unui centru de calcul dotat cu maşini electronice, pe lîngă cel existent cu cartele perforate.

Extinderea actualului atelier de machete-model va permite o mai bună rezolvare a problemelor de plan general, de aşezare în flux a construcţiilor şi instalaţiilor, de amplasare a secţiilor auxiliare şi a depozitelor.

Înfiinţarea unui centru de calcul matematic în cadrul institutului va permite ridicarea preciziei calculelor şi în general a nivelului matematic al calculelor de proiectare.

Se contează, de asemenea, foarte mult, pe colaborarea în continuare cu Institutul de cercetări metalurgice ICEM şi cu Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.S.R., pentru definitivarea unor soluţii de proiectare.



Institutul de cercetări metalurgice. Instalaţie pentru determinarea fluajului.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN PROIECTAREA LAMINOARELOR DIN R.S. ROMÂNIA

Ing. P. WECHSLER
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 621.771 : 6.001.13 : 338.062

Progresul realizat în industria siderurgică în general şi în special în industria de laminate poate fi mai bine înţeles dacă se arată că producţia anuală de laminate era, în anul 1855, de numai 5 900 t, în anul 1922, de circa 75 000 t, în anul 1929 nu atinsese încă 200 000 t iar în ajunul celui de-al doilea război mondial, de abia 318 000 t.

După cel de-al doilea război mondial, în dezvoltarea producţiei de laminate se disting două etape principale.

În prima etapă, pînă în anul 1959, dezvoltarea producţiei de laminate s-a făcut pe baza unei organizări mai bune a activităţii laminoarelor existente, printr-o mai justă corelare a producţiei diferitelor ateliere şi prin eliminarea parţială a locurilor de gîtuire, precum şi prin proiectarea şi construcţia unor laminoare noi în ţară.

Trebuie menţionat că aproape la toate laminoarele existente s-au făcut completări şi modificări pentru îmbunătăţirea condiţiilor de lucru, trăsătura caracteristică fiind realizarea unor creşteri a producţiei de laminate pe baza tehnologiilor cunoscute în acea perioadă, cu tendinţe de mecanizări şi de uşurare a procesului de producţie. Astfel, laminorul de 6″ de la uzina „Republica", instalat în anul 1938, realizează în perioada 1938—1944 un maxim de 4,7 t/h producţie specifică, iar în anul 1959, datorită lărgirii bazei tehnico-materiale de producţie, atinge o producţie specifică de 13 t/h, într-o gamă sortimentală mai largă decît în anii 1938—1944.

În a doua etapă, de după 1959, creşterea necesarului a pus probleme deosebit de complexe pentru dezvoltarea producţiei de laminate. Tehnologiile şi capacităţile existente nu puteau asigura volumul, sortimentul şi calitatea produselor cerute de economie ; de aceea trebuiau luate măsuri tehnico-organizatorice urgente pentru rezolvarea noilor sarcini rezultate din dezvoltarea rapidă a economiei.

Astfel s-a impus necesitatea înfiinţării unui institut republican, specializat, care să contribuie — prin preluarea exhaustivă a proiectării instalaţiilor siderurgice de laminoare şi trăgătorii — la rezolvarea acestor sarcini. Institutul pentru proiectări de laminoare (I.P.L.) a luat fiinţă la 1 iulie 1959, dezvoltîndu-se în jurul nucleului care a fost sectorul de proiectări al uzinei „Republica", care timp de zece ani înainte de această dată activase cu succes în domeniul studiilor şi proiectărilor de laminoare de ţevi.

Parcurgînd activitatea de proiectare din perioada 1959—1969 ale cărei rezultate se reflectă şi în dinamica producţiei de laminate finite arătată în figura 1 trebuie prezentate — succint — cele mai reprezentative realizări în proiectarea de specialitate şi, pentru început, a celor din domeniul tehnologiei.

În ceea ce priveşte dezvoltarea producţiei de laminate profilate, laminoarele noi pentru profile şi sîrmă de la C.S.H., montate în anii 1962 — 1963, reprezintă primele linii continue de laminare din ţară, iar linia de profile mijlocii, prima de acest tip din lume. Prin laminare continuă se asigură o calitate superioară şi uniformă a produselor, toleranţe foarte strînse, mărirea productivităţii. Instalarea noilor laminoare de la C.S.H. a făcut posibilă dezvoltarea producţiei de laminate finite pline pînă la nivelul de 1 650 mii t/an, avînd un aport însemnat în dezvoltarea economiei naţionale.

Blumingul Ø 1 300 mm, dat în funcţiune în 1968, ca performanţe, este unul dintre cele mai moderne laminoare, cu o capacitate anuală de producţie de 3 000 mii t oţel lingou, greutatea utilajului tehnologic fiind de 4 830 t. În comparaţie cu blumingul Ø 1 000 mm (intrat în funcţiune în 1958) are o serie de parametri superiori, printre care se menţionează greutatea utilajului pe tona de oţel lingou, care reprezintă 1,61 kg, în timp ce la blumingul ∅ 1 000 mm era de 2,57 kg. Utilajele de înaltă tehnicitate alese au asigurat ritmicitatea producţiei (prin transfercarul cu circuit închis), mărirea preciziei de laminare, ridicarea calităţii laminatelor prin aplicarea unor procedee

moderne de curățare (prin mașina de flamat în flux) iar mașina electronică de calcul a permis o largă automatizare a procesului tehnologic. La acest laminor calculatorul cu circuite integrate îndeplinește funcțiile de comandă-program, culegerea și prelucrarea datelor asupra laminării, urmărirea în flux a lingoului, apoi a blumului și distribuția automată a instrucțiunilor de laminare la posturile de comandă. Pe baza acestei modalități de lucru s-a ajuns ca automatizarea să asigure creșterea producției cu 10% față de laminarea manuală.

Preocuparea de a se instala laminoare de profile tot mai moderne poate fi exemplificată prin compararea laminorului continuu de sîrmă, pus în funcțiune în anul 1962 la C.S.H., cu laminorul de sîrmă de la I.S.C.T. în curs de instalare. Laminorul de sîrmă de la C.S.H. este un laminor de tip continuu, cu trei fire, cu caje cu cilindri orizontali și verticali, care permite laminarea sîrmei de Ø 5—16 mm cu o producție care variază între 24 și 80 t/h, greutatea utilajului tehnologic fiind de 2 800 t adică 9,35 kg utilaj pe tona de produs finit. Viteza de laminare la acest laminor atinge, pentru sîrma de 5 mm, 30 m/s. Este deci un laminor care, la instalare, era din cele mai moderne. Față de aceste performanțe, laminorul de sîrmă de la I.S.C.T. cu blocuri finisoare reprezintă un important progres, deoarece, pentru o capacitate anuală de circa 280 000 t sîrmă în sortimentul de 6—12 mm, utilizează 1 586 t utilaj, adică 5,66 kg utilaj pe tona de produs finit, și permite viteze de laminare sporite, de 45 m/s pentru sîrma de 6 mm. Aceste performanțe se bazează și pe utilizarea unor tehnologii noi ca, de exemplu, introducerea blocurilor de laminare cu toate avantajele cunoscute ale acestei tehnologii.

O atenție deosebită s-a dat sporirii capacității de laminare pentru oțeluri aliate, în vederea acoperirii necesarului pînă în 1970, prin reconstrucția unor laminoare existente (laminorul Ø 800 mm de la C.S.H., laminorul Ø 280 mm, Ø 480 mm de la C.S.R. și laminorul de profile mici și mijlocii — Brăila).

În concepția de proiectare a laminoarelor s-au relevat preocupări deosebite nu numai pentru creșterea producției și a productivității instalațiilor ci și pentru calitatea laminatelor. În această ordine de idei sînt de menționat instalațiile moderne prevăzute la laminorul de sîrmă de la I.S.C.T., pentru răcire și tratament termic în flux tehnologic, utilizînd căldura de laminare. De asemenea, este de subliniat nivelul tehnic al utilajelor tehnologice pentru ajustajele laminoarelor de profile mici, mijlocii și mari de la Hunedoara, Reșița și Brăila, recon-

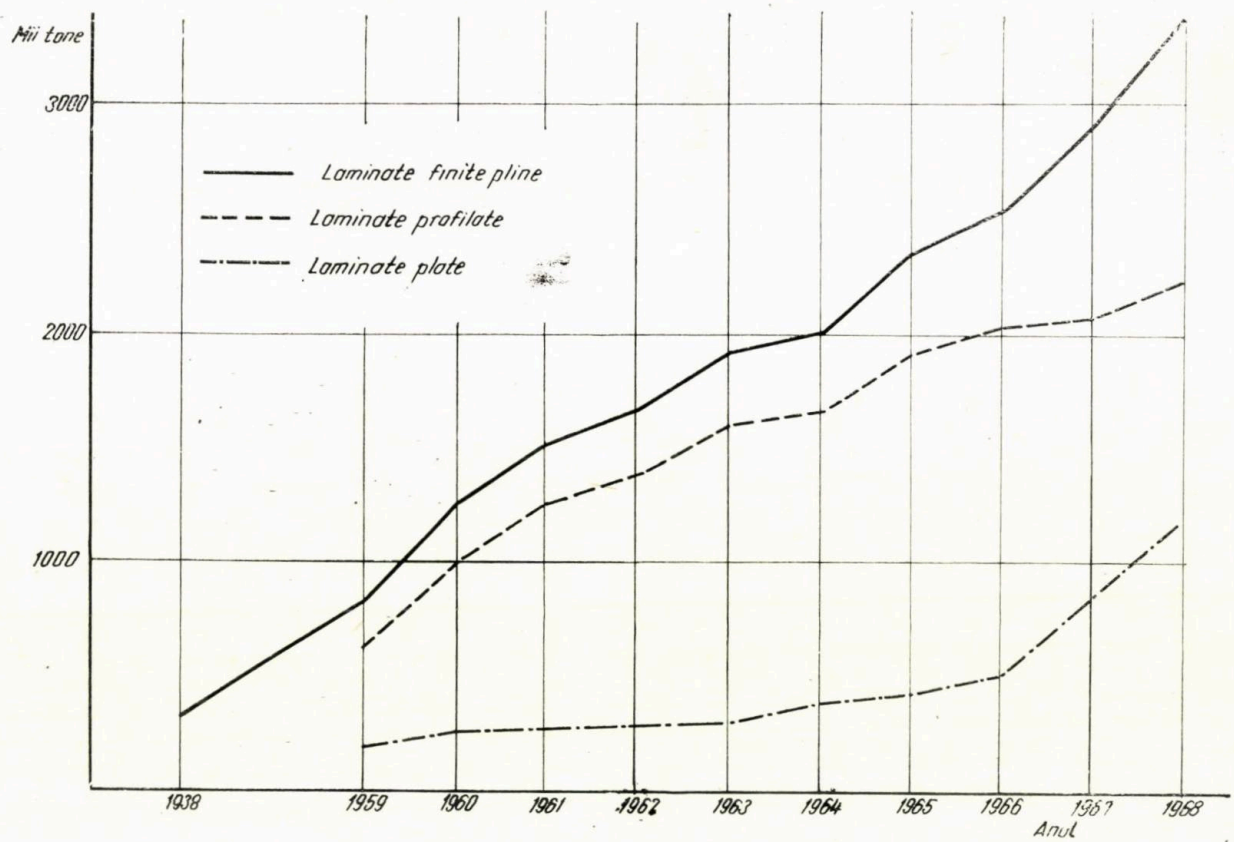


Fig. 1. Producția de laminate finite pline, plate și profilate în anii 1938 și 1959—1968.

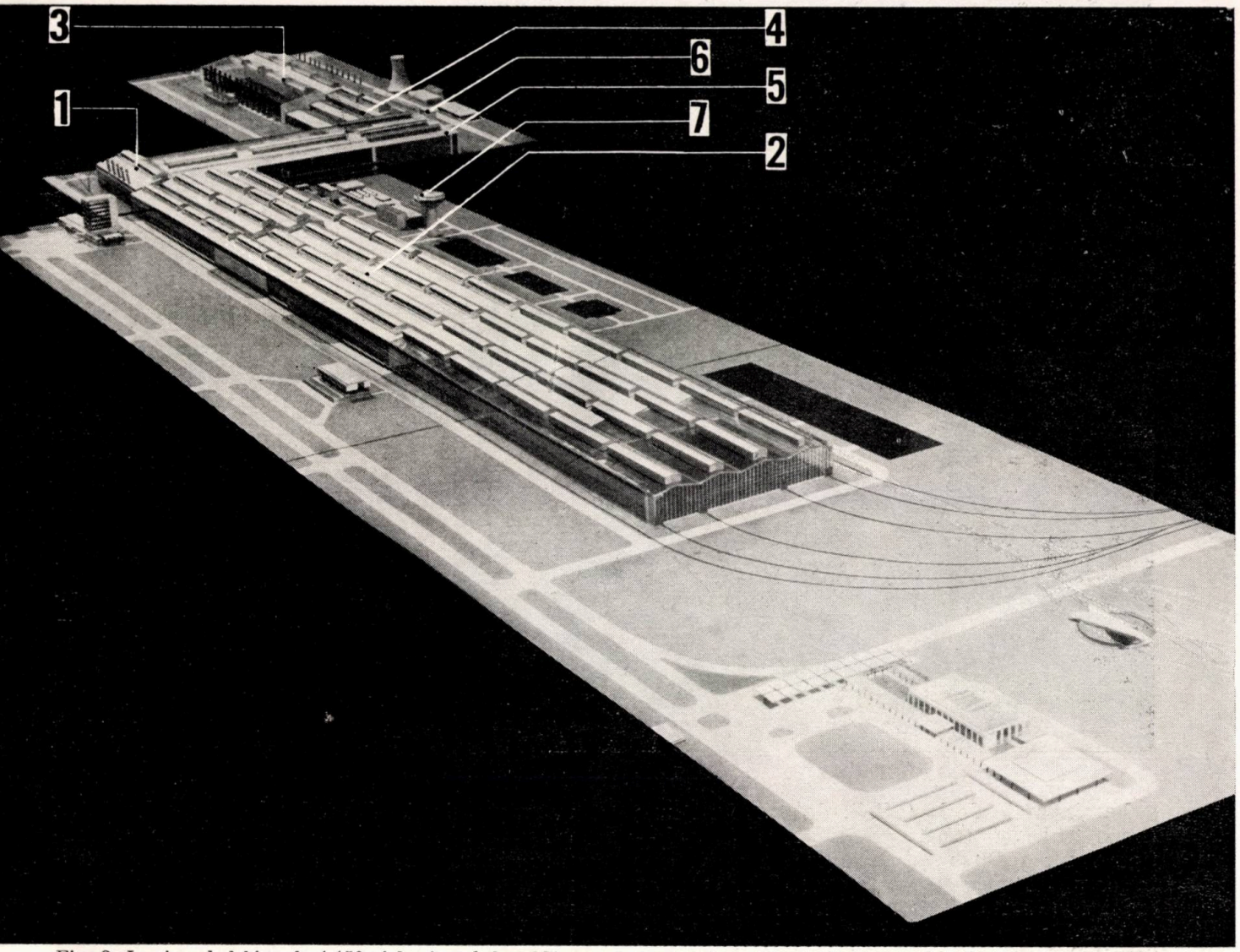


Fig. 2. Laminorul slebing de 1 150 şi laminorul de tablă groasă de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galaţi: *1* — hala cuptoarelor; *2* — laminorul de tablă groasă; *3* — cuptoare adinci slebing; *4* — laminorul slebing; *5* — depozit intermediar; *6* — gospodăria de apă a laminorului slebing; *7* — gospodăria de apă a laminorului de tablă groasă.

struite în vederea laminării oţelurilor de calitate. Se menţionează introducerea cuptoarelor continue pentru tratament termic cu regim controlat de temperatură, instalaţiile de cojire, curăţare, sablare, precum şi instalaţiile de control nedistructiv cu feroflux şi cu instalaţii cu ultrasunete.

La reconstrucţia laminoarelor de profile mici şi mijlocii din oţeluri aliate, precum şi la alte laminoare proiectate şi executate în ţară, ca de exemplu laminorul de 6″ de la uzina „Republica" sau laminorul de sîrmă existent la I.S.C.T., s-au realizat acţionări cu posibilităţi de reglaj larg al vitezelor de laminare, prin proiectarea şi execuţia în ţară, cu aparataj din import, a sistemului de acţionare Recty-flow.

Necesităţile mereu crescînde de laminate plate impuseseră, în perioada de pînă în 1959, reconstrucţia şi dezvoltarea laminorului de tablă subţire de la Galaţi (U.L.T.G.) care a soluţionat într-o mare măsură acoperirea deficitului de table subţiri. Dezvoltarea în continuare a producţiei totale de laminate şi în cadrul acesteia a producţiei de laminate plate — a căror pondere în ţările industrial-dezvoltate a cunoscut în ultimele două decenii o creştere continuă cu tendinţa spre 60% şi chiar peste — a dus la necesitatea creării unor capacităţi noi, moderne, care şi-au găsit materializarea în proiectele pentru C.S.G. Experienţa altor ţări a dovedit utilitatea specializării fabricaţiei de table şi benzi într-o singură uzină de mare capacitate şi cu performanţe tehnice ridicate. De aceea proiectarea Combinatului de la Galaţi este gîndită pentru asigurarea necesarului actual al economiei naţionale şi al necesarului pînă în 1980. După punerea în funcţiune a laminoarelor de la C.S.G. ponderea producţiei de laminate plate se va situa, în 1980, la nivelul celor mai industrializate economii (circa 57%).

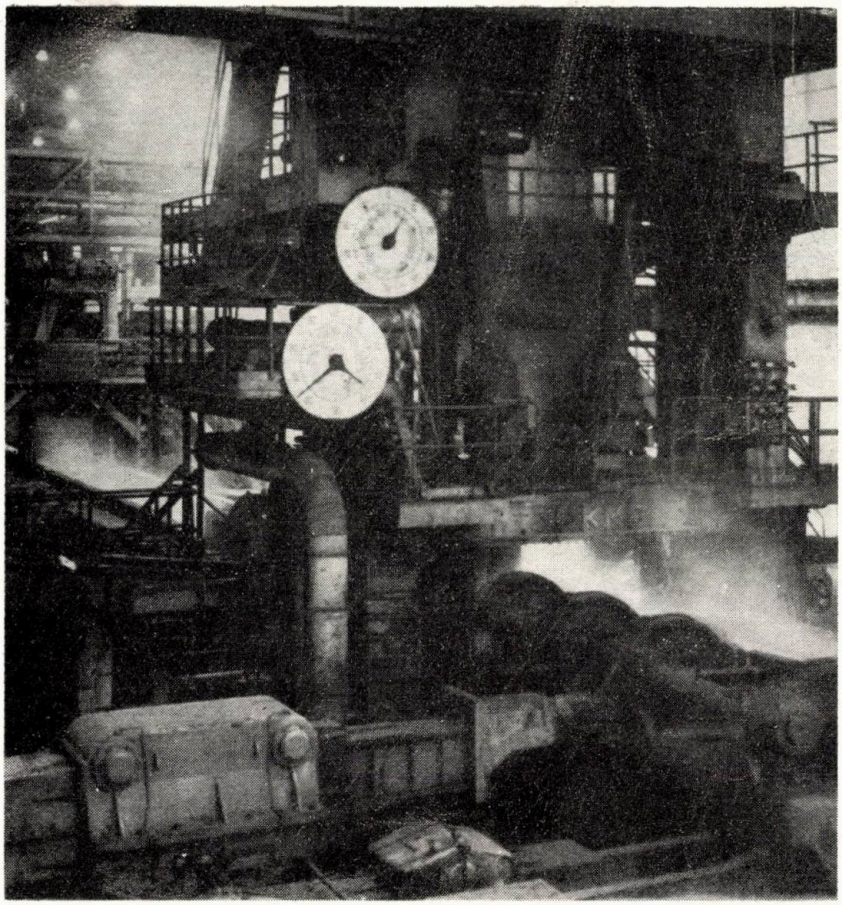


Fig. 3. Laminorul slebing 1 150 de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galaţi.

Laminoarele de la C.S.G. date în funcţiune (laminorul de tablă groasă şi slebingul — figura 2), precum şi laminoarele şi secţiile în curs de proiectare şi parţial în curs de execuţie (laminorul de benzi la cald, laminorul de benzi la rece, secţiile de table electrotehnice, inoxidabile şi cu acoperiri metalice) au fost concepute avînd la bază tehnologii moderne, pentru a asigura produse finite cu caracteristici competitive pe plan mondial.

Slebingul instalat la C.S.G. (fig. 3) se poate considera la nivelul celor mai moderne laminoare degrosoare, ţinînd seamă de performanţa şi robusteţea utilajului tehnologic şi a acţionării, precum şi de prezenţa maşinii de flamat la cald dispusă în fluxul tehnologic. Greutatea utilajului mecanic, tehnologic, exclusiv podurile rulante, se ridică la peste 13 000 t, puterea electrică instalată, la circa 60 000 kW, iar suprafeţele construite ale laminorului ajung la 90 000 m². Capacitatea finală a slebingului este prevăzută pentru cel puţin 4,3 mil. t/an oţel lingou.

Utilizînd bramele produse de laminorul slebing, laminorul de tablă groasă Ø 3 300 mm, pus în funcţiune în trimestrul IV al anului 1966, va dispune de o capacitate mare de producţie (pînă la 1 200 000 t) în etapa finală, asociată cu o calitate superioară a tablei laminate şi cu un preţ scăzut al produselor. Complexitatea procesului tehnologic, elasticitatea în exploatare şi caracteristicile utilajului situează laminorul de tablă groasă la nivelul celor mai moderne instalaţii de acest fel din lume. În prima etapă de construcţie, automatizarea complexă a procesului de producţie se bazează pe un sistem de patru calculatoare numerice interconectate, legate direct la proces, cu funcţionare „one line" şi „în timp real". Schema ierarhiei de calculatoare este redată în figura 4.

La proiectarea sectorului de laminoare s-a prevăzut, pentru viitor, dotarea fiecărui laminor cu calculator de proces. Calculatoarele de proces au fost introduse de pe acum la laminorul de tablă groasă şi la laminorul slebing. Aparatajul periferic al acestor calculatoare a fost astfel proiectat încît să permită o interconectare cu un calculator central al sectorului de laminoare.

Creşterea necesarului de ţevi de oţel (fig. 5) a impus ca, paralel cu îmbunătăţirile aduse laminoarelor existente, să se proiecteze şi să se pună în funcţiune noi capacităţi de producţie. Astfel la Roman, pe lîngă laminorul de 16" instalat în anul 1957 pentru o capacitate proiectată de 3 000 mii t/an se instalează un laminor de 6" cu o capacitate de circa 100 mii t/an, proiectat şi executat integral în ţară.

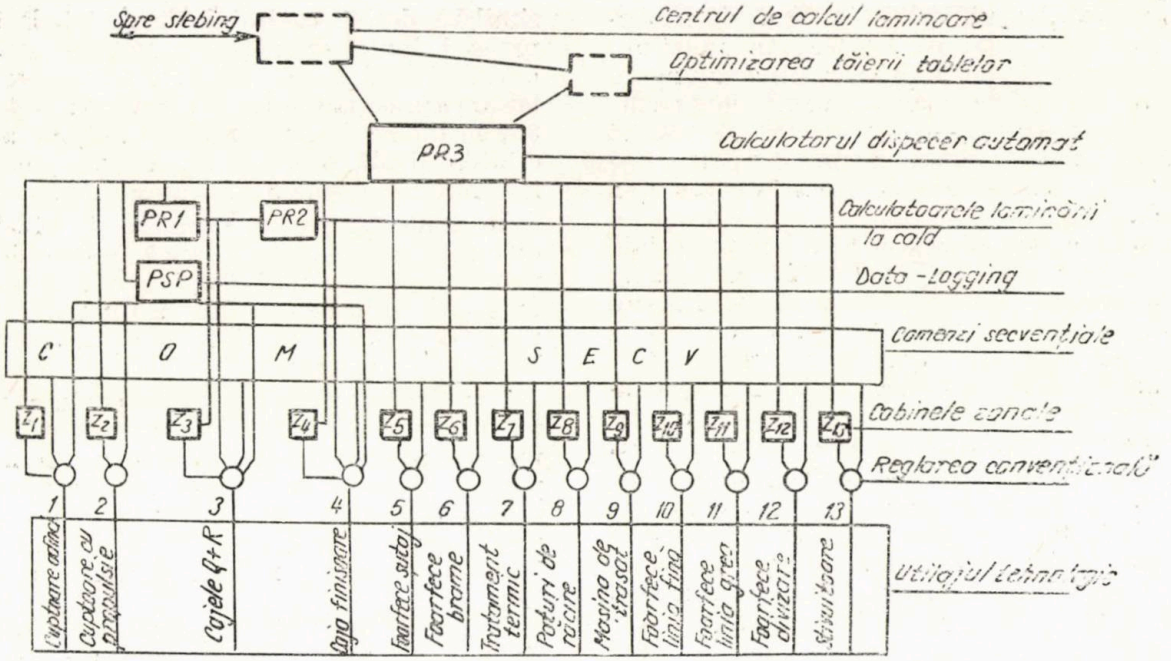


Fig. 4. Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galați. Laminorul de tablă groasă. Schema generală a nivelelor de automatizare.

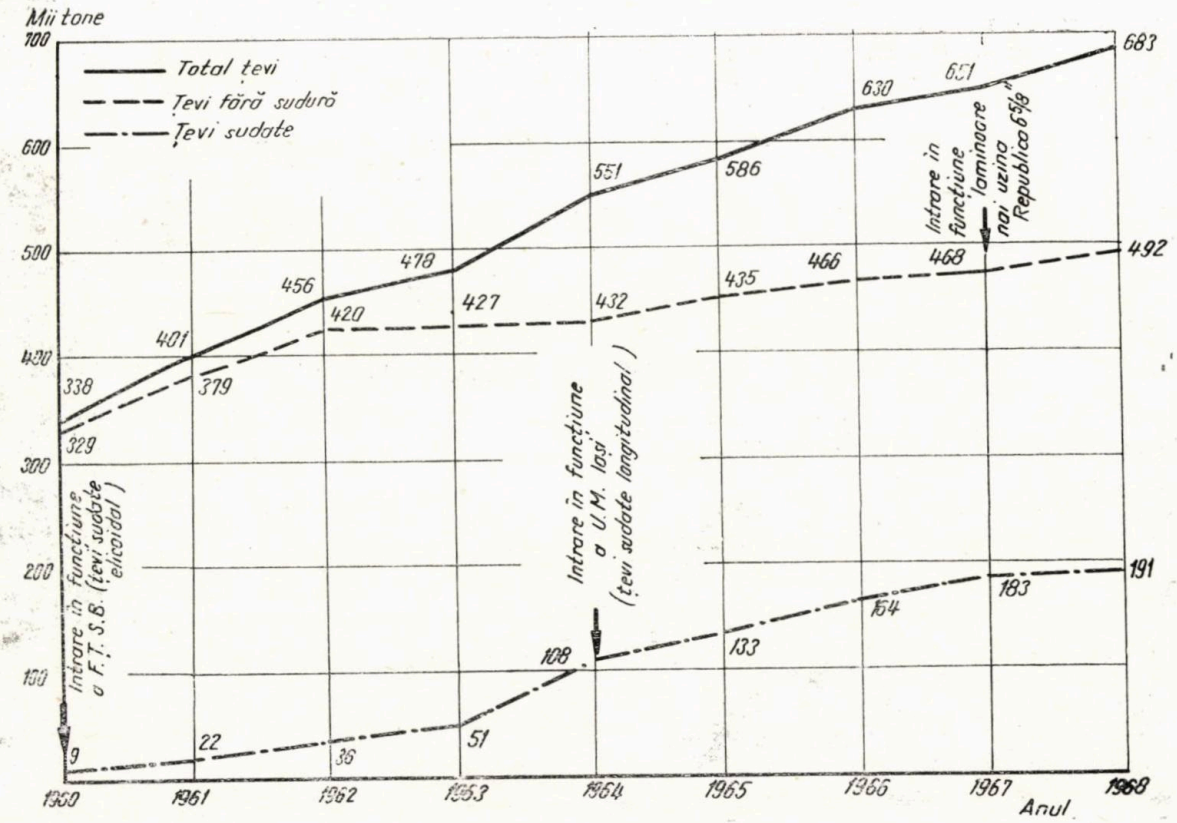


Fig. 5. Creșterea producției anuale de țevi în perioada 1960—1968.

La uzina „Republica" — în afară de modernizarea laminorului de 3" (dat în funcțiune în 1951) prin cuplarea cu un laminor alungitor care a permis producerea unor sortimente calitativ superioare — s-a proiectat și instalat în 1968 o nouă linie de laminare pentru țevi de 6" cu o capacitate de circa 100 mii t/an (fig. 6).

Tot o linie de laminare de 6" a fost proiectată și realizată pentru export (R.P.D. Coreeană).

În anul 1960 a fost dată în funcțiune Fabrica de țevi sudate — București, cu o capacitate proiectată de 46 mii t/an, creată pentru țevi cu diametre mari necesare realizării magistralelor de gaz metan, de aducție a apei, a rețelelor de irigație a terenurilor agricole etc.

În scopul asigurării economiei naționale cu produse tubulare de mare consum, cum sînt țevile de instalații și construcții cu diametre de pînă la 114 mm, în 1964 a fost proiectată și dată în funcțiune Uzina metalurgică din Iași, cu linii moderne pentru fabricarea de țevi sudate pe generatoare, pornind de la benzi laminate la cald sau la rece. Această uzină are o capacitate de circa 127 mii t/an, într-o primă fază urmînd a fi mărită la 150 mii t/an, prin punerea în funcțiune a unei noi linii de fabricație. Pentru aceeași uzină s-a proiectat și instalat, cu utilaje fabricate în țară, două linii de profile îndoite din bandă (fig. 7).

Instalarea de noi capacități, moderne, de laminare a dus la creșterea productivității muncii, la reducerea costurilor de prelucrare (la liniile noi de la C.S.H. sînt cu 20—30% mai mici față de cele realizate la întreprinderi similare dotate cu instalații vechi), la degrevarea balanței de plăți externe. Economia de devize, la capacitatea finală a sectoarelor de laminoare de la C.S.H. și C.S.G., va fi de circa 800 mil. lei valută pe an aport net, iar la capacitatea finală a sectorului de țevi, de circa 240 mil. lei valută pe an aport net.

În domeniul produselor trase și trefilate din oțel s-au făcut investiții încă înainte de 1959 prin construirea unei trăgătorii de bare și a unei trăgătorii de oțel dur la Cîmpia Turzii, a unei trăgătorii de sîrmă moale și a unor instalații de trefilat sîrmă.

După anul 1959, sectorul de produse trase și trăgătorii a luat o dezvoltare deosebită, ca urmare a unor cerințe sporite ale economiei, pentru astfel de sortimente. În graficul din figura 8 se arată creșterea capacităților de produse pe sortimente în 1969 față de 1959. Dintre realizările mai importante se menționează :

— Uzina de sîrmă și produse din sîrmă — Buzău, intrată în funcțiune în anul 1965, cuprinzînd o trăgătorie de oțel moale cu o capacitate de 130 000 t/an, o secție de sîrmă zincată cu o capacitate de 33 000 t/an, o secție de electrozi de sudură cu o capacitate de 24 000 t/an și o secție de cuie cu o capacitate de 8 000 t/an.

— Dezvoltarea producției de sîrmă de oțel dur s-a făcut prin intrarea în funcțiune la sfîrșitul anului 1968 a celei de-a doua trăgătorii de oțel tare de la Cîmpia Turzii cu o capacitate în prima etapă de 65 000 t/an și profilată pe fabricarea sîrmelor pentru cabluri de tracțiune

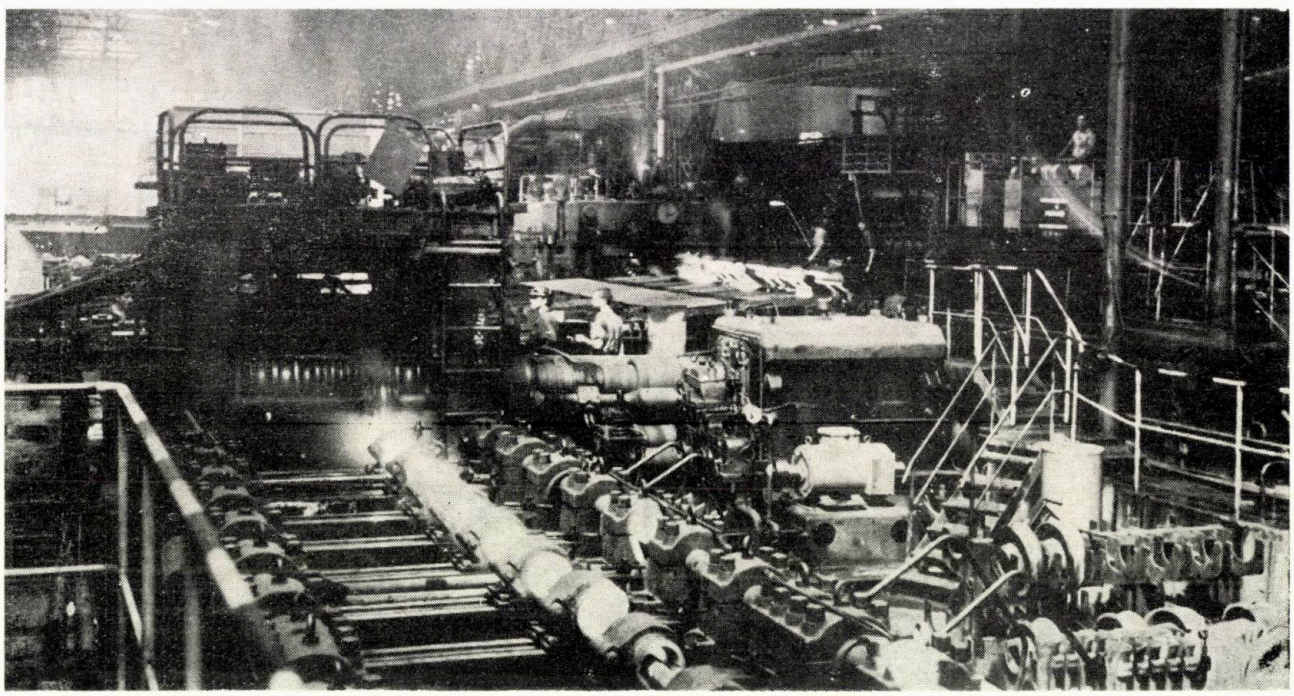


Fig. 6. Uzina „Republica" — București. Laminorul nou de 6".

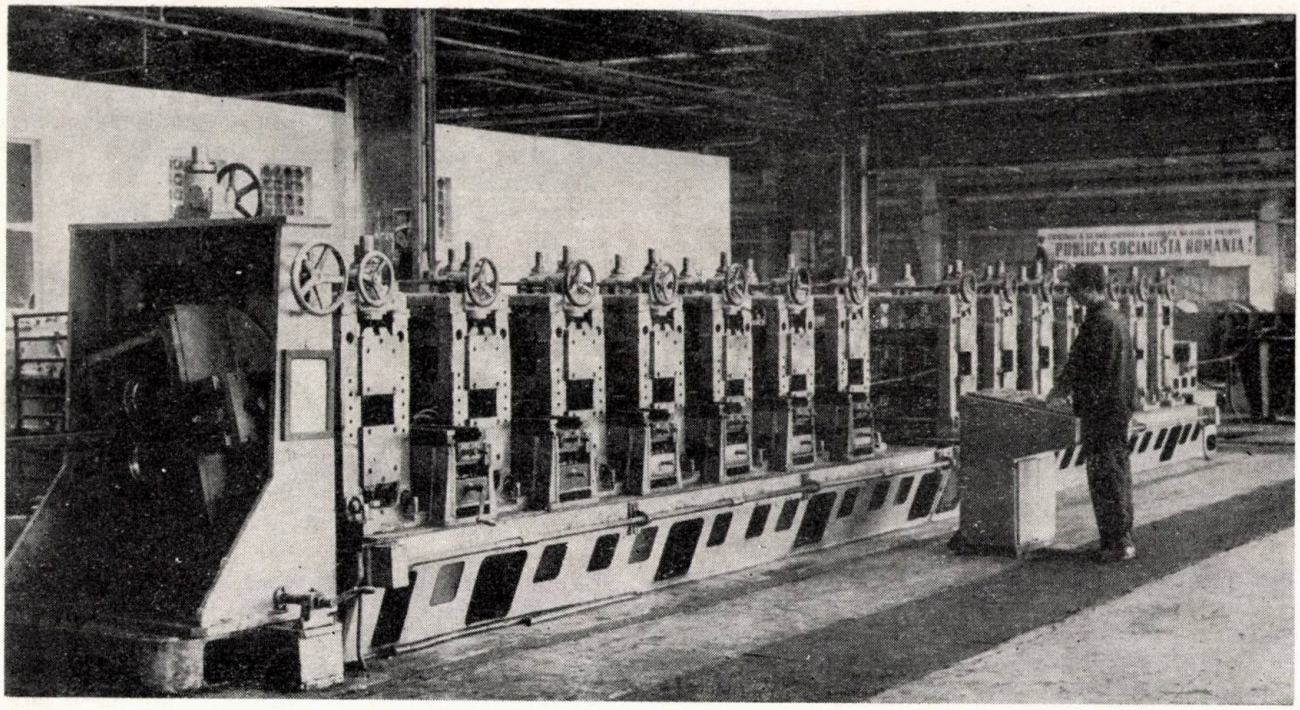


Fig. 7. Uzina metalurgică — Iaşi. Linia de profile îndoite.

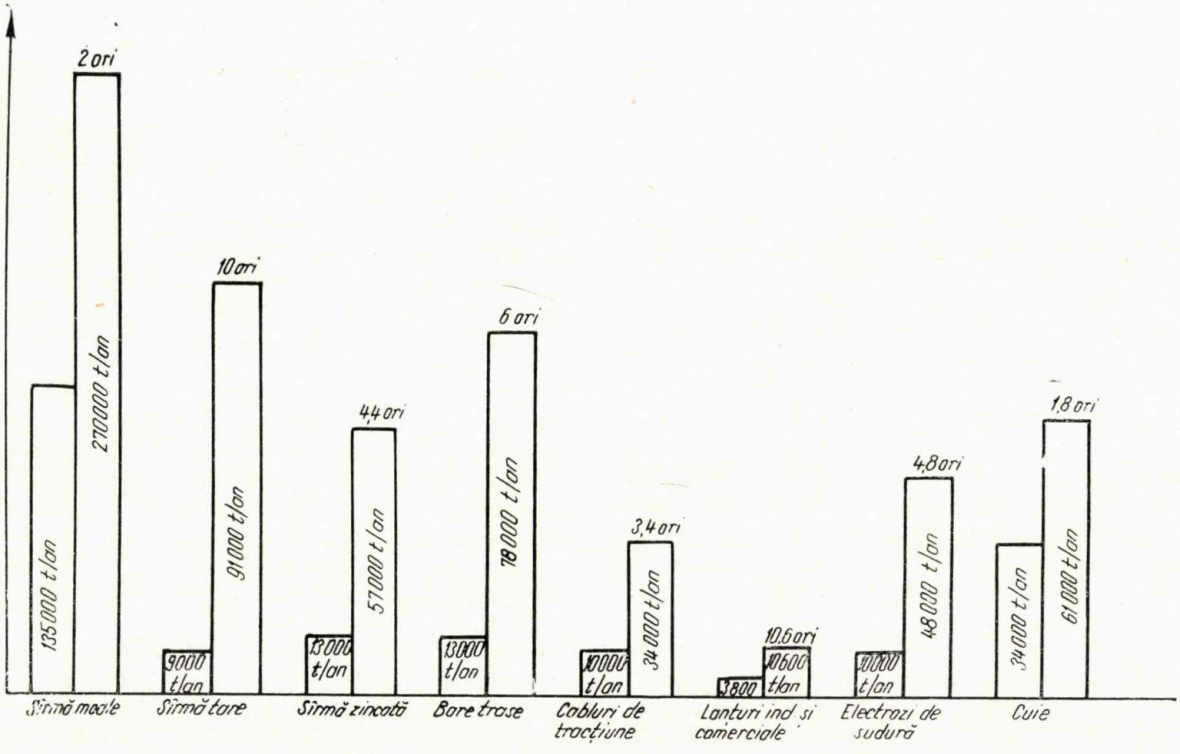


Fig. 8. Dezvoltarea producţiei de sîrmă trefilată şi a produselor din sîrmă în anii 1959 şi 1969.

și a sîrmelor pentru beton precomprimat. Secția a fost proiectată integral de I.P.L. și este dotată cu utilaje la nivelul tehnicii mondiale.

— Pentru produsele de bare trase s-a proiectat și construit o trăgătorie la Uzinele „Oțelul roșu", cu o capacitate de circa 40 000 t/an și care a intrat în funcțiune în anul 1968.

— În vederea dezvoltării capacității de trefilare a sîrmei de oțel moale, s-a proiectat și construit în anii 1963—1964 o nouă trăgătorie de oțel moale la Întreprinderea de sîrmă, cuie, lanțuri — Galați cu o capacitate inițială de circa 15 000 t/an care a sporit astăzi pînă la 25 000 t/an.

— În paralel cu dezvoltarea secțiilor de oțel tras și trefilat, a fost proiectată și construită o secție de cabluri de tracțiune la Cîmpia Turzii cu o capacitate de circa 14 000 t/an, care asigură necesarul cablurilor pentru industria minieră, petrolieră și forestieră.

— Producția de lanțuri a fost sporită prin instalarea secției de lanțuri miniere și industriale la uzina „Ciocanul" — Nadrag, cu o capacitate de 3 500 t/an, care va acoperi necesarul de lanțuri al industriei constructoare de mașini, al industriei extractive, al industriei chimice și al industriei alimentare, eliminînd importul la acest sortiment. De asemenea, necesarul de lanțuri comerciale este asigurat prin secția instalată la uzina „Laminorul" — Brăila.

— Tehnologiile și utilajele prevăzute în proiecte pentru laminoarele și trăgătoriile de sîrmă au avut în vedere ridicarea calității produselor, un grad avansat de mecanizare și automatizare, precum și indicatori tehnico-economici superiori. Se menționează ca exemplu :

— Pentru asigurarea unei calități superioare a produselor, prevederea unor mașini pentru sîrmele de beton precomprimat, care înlătură complet torsionarea sîrmei, patentarea sîrmelor tari pe linii continue în flux tehnologic sau recoaceri finale pentru sîrmele moi în cuptoare cu role cu atmosferă neutră sau cuptoare clopot cu vid. Dotările cu aparatură și utilaje pentru controlul tehnic de calitate, interfazic și final, precum și măsurarea temperaturilor, asigură desfășurarea unor tehnologii cu tehnicitate ridicată.

— Pentru mărirea productivității și pentru reducerea consumului de metal, s-a prevăzut utilizarea colacilor mai grei, pînă la 600 kg. De asemenea, la trăgătoriile de bare s-au prevăzut dispozitive de alimentare mecanizate și introducerea forțată în filiere, eliminînd în acest fel operația de vîrfuire a barelor și reducînd consumul de metal.

Din anul 1963 Institutul pentru proiectări de laminoare a devenit proiectant general pentru uzinele de prelucrare a metalelor neferoase, întocmind studiile de dezvoltare pentru uzinele Metrom și Laromet (pentru cupru și aliaje de cupru), precum și studiul pentru înființarea unei uzine de prelucrare a aluminiului la Slatina.

În prezent, la Metrom este în curs de construcție o secție nouă de laminare pentru table și benzi de cupru și aliaje de cupru, cu o capacitate de 10 000 t/an, iar la Laromet — o secție nouă pentru produse de țevi și bare, cu o capacitate de 2 820 t/an.

Halele pentru laminoare, caracterizate în general prin deschideri mari, ajungînd pînă la 39 m, poduri rulante de mare capacitate cu regim de lucru foarte greu și sarcini importante de depozitare au pus probleme tehnice deosebite, în special la Combinatul siderurgic de la Galați, unde terenul slab a mărit dificultățile normale ale acestui gen de lucrări.

Suprafața halelor de laminare proiectate de I.P.L. în cei zece ani de activitate este de circa 900 000 m², din care peste 650 000 m² hale cu structură metalică, reprezentînd 110 000 t construcție metalică.

Printre cele mai importante realizări în domeniul halelor metalice în industria laminoarelor se menționează : halele de la Combinatul siderurgic — Hunedoara (laminoarele de semifabricate, sîrmă, profile fine, mijlocii și benzi), de la Fabrica de mașini-unelte și agregate — București, Uzina metalurgică — Iași, Combinatul siderurgic — Galați (laminorul de tablă groasă, complexul slebing, laminorul de benzi la cald, laminorul de benzi la rece) și altele.

Prin alegerea cu discernămînt a soluțiilor, prin folosirea judicioasă a oțelurilor superioare, prin folosirea rezervelor plastice ale structurilor statice nedeterminate și prin realizarea conlucrării spațiale, s-au obținut indici de consum specifici avantajoși, egali sau chiar inferiori lucrărilor similare din străinătate.

Structura macroporică, pînă la adîncimea de 18—20 m, a terenului de la Combinatul siderurgic — Galați, a ridicat importante probleme prin necesitatea unor soluții de fundare și consolidare a depozitelor.

Soluțiile de consolidare prin compactare în adîncime sau prin realizarea unui strat de loess compactat de 5 m, alese în funcție de încărcările din depozite și de natura produselor depozitate, au fost corelate cu soluțiile de fundare pe chesoane de beton armat sau piloți, astfel ca împingerile ce se exercită în adîncime asupra acestora să nu pericliteze stabilitatea și siguranța funcționării halelor. Pentru verificarea ipotezelor admise s-au făcut experimentări la o serie de fundații executate, rezultatele experimentale confirmînd valorile obținute din calcul.

Un alt domeniu important de construcții îl constituie fundațiile de utilaje pentru laminoare care, pe lîngă rolul de a susține agregatul tehnologic, cuprind în masivele de betoane o gamă întreagă de goluri tehnologice, tunele, sub-

soluri etc. Pentru proiectarea lor trebuie să se țină seamă de toate necesitățile tehnologice, încît aceste construcții subterane au în final o geometrie foarte complicată.

Vehicularea unei importante cantități de apă tehnologică în circuit închis și colectarea cu ajutorul ei a țunderului complică și mai mult aceste fundații, impunînd nivele de fundare foarte mari (15 m la laminorul de benzi la cald C.S.G.). Toate aceste considerente duc la volume considerabile de betoane care se toarnă în fundațiile de utilaje pentru laminoare (120 000 m^3 la laminorul de benzi la cald C.S.G.).

Fundațiile de utilaje au fost armate pentru a rezista la eforturile importante la care sînt solicitate și au fost luate măsuri pentru împiedicarea tasărilor diferențiate. Astfel, în cazul terenurilor slabe de fundare a trebuit să se transmită eforturile la nivelul terenului bun, capabil să reziste la aceste solicitări. În cazul laminoarelor de la Combinatul siderurgic — Galați infrastructurile au fost duse pînă la circa 20 m adîncime, adoptîndu-se diferite tipuri de fundații de adîncime, chesoane, piloți din beton armat prefabricat, piloți precomprimați, piloți din beton armat cu bulb formați în teren. Numai la laminorul de tablă groasă de la Galați pentru fundațiile de utilaj s-au folosit circa 10 000 buc. piloți din beton armat prefabricați.

Un domeniu de construcție cu totul specific laminoarelor îl constituie construcțiile care deservesc gospodăriile de apă. Sînt necesare, pe lîngă construcțiile obișnuite de filtre, stații de pompe, castele de apă, turnuri de răcire etc., construcții speciale subterane pentru decantare și stații de pompare executate în chesoane deschise care ajung pînă la adîncimi de 35 m și la diametre de 48 m (laminoarele de la C.S.G.).

Aceste construcții, care depășesc prin dimensiuni orice lucrări similare executate pînă în prezent, au impus soluții originale prin folosirea elementelor constructive ale construcției ca elemente de rigidizare în timpul lansării. Rezultatele deosebit de bune obținute din punct de vedere al comportării chesoanelor în timpul lansării constituie dovada înaltei tehnicități a proiectanților constructori.

În domeniul proiectării de utilaje sînt de menționat realizări de seamă, dintre care se remarcă cele de mai jos:

Laminorul pentru țevi de 6″ executat în două exemplare și în curs de execuție pentru a treia oară prezintă de fiecare dată îmbunătățiri față de construcția precedentă, dintre care se citează un nou dispozitiv de introducere a eboșelor în caja duo pentru realizarea automată a rotirii cu circa 90° și altul pentru introducerea eboșelor în cajele netezitoare.

Instalația de laminare este urmată de secțiile de ajustaj, filetaj, tratament termic etc. care vor permite să se obțină o gamă largă de sortimente în conformitate cu normele de export, inclusiv cu normele A.P.I.

Pentru secțiile de ajustaj a țevilor s-au proiectat și s-au realizat pentru prima dată în țară:

— cinci tipodimensiuni de mașini de îndreptat, care acoperă domeniul Ø 5—170 mm. Aceste utilaje au fost prevăzute cu viteze de 1,5—2,5 m/s, similare cu cele ale utilajelor din străinătate și sînt de tipul 3 + 3 cilindri hiperbolici așezați în plan vertical, avînd posibilitatea de îndreptare prin introducerea de săgeți în două sensuri;

— patru tipodimensiuni de prese de probat monofilare, pentru presiuni pînă la 120 at, acoperind de asemenea domeniul Ø 5—170 mm. Aceste prese au productivități de pînă la 180 țevi/h (similare cu cele din străinătate).

S-a proiectat o presă de probat care pune sub presiune de pînă la 120 at, 4 țevi în paralel și care va avea o productivitate de 600 țevi/h. Presa va putea proba țevi de 3/8 — 3″. Această presă este prevăzută cu instalație automată de alimentare, spălare (pentru eliminarea șpanului și țunderului în vederea funcționării corecte a aparatajului hidraulic și micșorării timpului de întreținere), probare și sortare. De asemenea, este în curs de proiectare o presă de probat care supune probării opt țevi de 3/8—4″ în paralel, cu dispozitive similare automate și care va da productivități de 1 200 țevi/h.

Pentru secțiile de tratament termic al țevilor, în vederea realizării de țevi cu rezistență ridicată pentru foraje adînci, din oțeluri cum ar fi N 80, P 105 și P 110, s-a proiectat o instalație de încălzire cu temperatură controlată, urmată de instalația de călire care permite călirea în ulei, călirea în apă prin aspersiune și în aer. Aceeași instalație poate servi pentru tratamente de recoacere și de revenire.

În vederea lărgirii sortimentelor de țevi care se pot realiza pe utilaje fabricate în țară, s-au proiectat două bancuri de tras țevi la rece trifilare cu forțele de tragere de 12,5 și 2,5 tf. Aceste bancuri pot trage una, două sau trei țevi simultan și sînt prevăzute cu dispozitive automate de introducere a dornurilor, respectiv a dopurilor, în timpul tragerii etc.

Pentru îmbunătățirea producției liniilor importate de țevi sudate pe generatoare, prin reducerea timpilor de staționare, s-a proiectat o instalație de acumulare care permite alimentarea liniilor cu rulouri din bandă. Instalația este realizată astfel încît permite formarea unui rulou în timpul cînd un altul alimentează liniile de producție, funcționînd continuu timp de 2—4 h, după care schimbarea ruloului se face în circa 2 min.

S-au mai proiectat și realizat două linii pentru profile îndoite, din bandă, pentru benzi din

oțel de pînă la 500 × 5 mm, respectiv 250 × × 3 mm, care ating viteze de profilare pînă la 80 m/min.

Pentru obținerea de țevi sudate pe generatoare și pentru profile îndoite, s-a proiectat o linie de tăiere longitudinală a benzilor din oțel de pînă la 1 200 × 6 mm, capabilă de a tăia în paralel maximum 24 de fîșii. Aceasta este realizată pentru rulouri de bandă de 12 t avînd viteza de tăiere maximă de 70 m/min.

În domeniul laminării de profile s-au proiectat pentru laminoarele Ø 800 mm de la Combinatul siderurgic — Hunedoara și de la uzina „Laminorul" — Brăila precum și pentru laminoarele de Ø 280 și Ø 480 mm de la Combinatul siderurgic — Reșița, o serie de modernizări ale unor laminoare existente, în vederea îmbunătățirii parametrilor de funcționare, a laminării de oțeluri aliate, precum și a mecanizării. Printre aceste îmbunătățiri se citează proiectarea de caje pretensionate hidraulic pentru obținerea de laminate cu variații mici de toleranțe, dispozitive hidraulice și pneumatice de prindere și introducerea semilaminatelor între cilindri, mese basculante și ridicătoare etc.

Pentru secția de pregătire a materiei prime au mai fost proiectate foarfeci de 400 tf, ferăstraie la cald și la rece, instalații de polizat, debitat și curățare cu alice etc.

Dintre proiectele de utilaje care se află în curs de întocmire și care se vor realiza pentru prima dată în țară, se menționează mașina de îndreptat și lustruit prin compresiune pentru bare de Ø 20—80 mm, cu viteze de îndreptare de pînă la 20 m/min și mașina de înșurubat mufe cu cuplu maxim de 650 tfm, cu reglarea și măsurarea automată a momentului de strîngere.

Ținînd seamă de dezvoltarea siderurgiei în viitorul apropiat, precum și de necesitatea creșterii calității laminatelor, s-a trecut la elaborarea unor proiecte tehnice în vederea dotării și completării ajustajelor laminoarelor. Astfel, sînt în studiu liniile de tăiere longitudinală și transversală a benzilor de oțel laminate la cald cu grosimi de 1,2—12 mm și a benzilor din oțel laminat la rece cu grosimi de 0,3—3,5 mm.

Ponderea mare a costului echipamentului electric din costul total al utilajului echipat (circa 40%) a impus o atenție deosebită proiectării instalațiilor electrice.

Din punct de vedere electric, laminoarele se caracterizează prin puteri instalate mari, utilizarea în mare măsură a motoarelor de curent continuu (circa 80% din totalul puterii instalate în motoare de curent continuu), alimentate de la convertizoare cu tensiune reglabilă și grad înalt de automatizare.

Există o tendință continuă de creștere a puterii instalate a motoarelor principale, ca urmare a creșterii vitezelor și eforturilor de laminare (fig. 9). Astfel, la blumingul de Ø 1 300 mm de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, acționarea principală este condusă cu două motoare de curent continuu de cîte 6 800 kW.

Pentru reducerea momentului de inerție, în special la laminoarele de bandă, se utilizează motoare cu două sau mai multe rotoare sau mai multe motoare pe același ax.

Din cauza puterilor instalate mari, se folosește toată gama de tensiuni de racord, pînă la 110 kV. În unele cazuri (de exemplu la laminorul de tablă groasă și laminorul slebing) s-a realizat racordarea directă la 110 kV a primarelor transformatoarelor pentru convertizoarele cu vapori de mercur aferente acționărilor principale.

În ceea ce privește convertizoarele de alimentare a motoarelor de curent continuu, s-a produs o evoluție trecîndu-se de la grupurile rotative generator-motor la convertizoare statice cu redresoare cu vapori de mercur, iar în ultimii trei ani la convertizoare cu tiristoare, care prezintă o serie de avantaje de randament, de performanțe și de exploatare. Astfel, la laminorul de tablă groasă convertizoarele cu tiristoare au fost utilizate pentru alimentarea înfășurărilor de excitație ale motoarelor mari și pentru alimentarea motoarelor de curent continuu cu puteri limitate. La laminorul de bandă la cald, în curs de realizare, toate motoarele de curent continuu cu puteri pînă la 400 kW sînt prevăzute a fi alimentate de la convertizoare cu tiristoare iar cele mai mari, de la convertizoare cu redresoare cu vapori de mercur tip ignitron. La blumingul Ø 1 300 mm toate motoarele de curent continuu inclusiv motoarele principale de acționare (2 × 6 800 kW) sînt alimentate de la convertizoare cu tiristori.

Introducerea convertizoarelor statice a impus, pe de o parte, luarea de măsuri de compensare a factorului de putere și de filtrare a armonicelor superioare de curent, iar pe de altă parte a dus la necesitatea unei construcții speciale a motoarelor mari de curent continuu (circuit magnetic lamelat).

Prin utilizarea motoarelor principale cu circuit magnetic lamelat (cu gradienți de curent admisibili ajungînd pînă la 200 In/s) alimentate de la convertizoare cu tiristoare, se realizează procese tranzitorii foarte rapide și deci precizii de reglare mari și producții sporite.

Pentru acționări cu condiții de reglare deosebite se utilizează sistemul de reglare în cascadă, pe bază de regulatoare tranzistorizate, sistem care asigură precizii mari de reglare, viteze de răspuns sporite și favorizează introducerea automatizării.

O dată cu creșterea vitezelor de laminare și cu mărirea producției orare a laminoarelor,

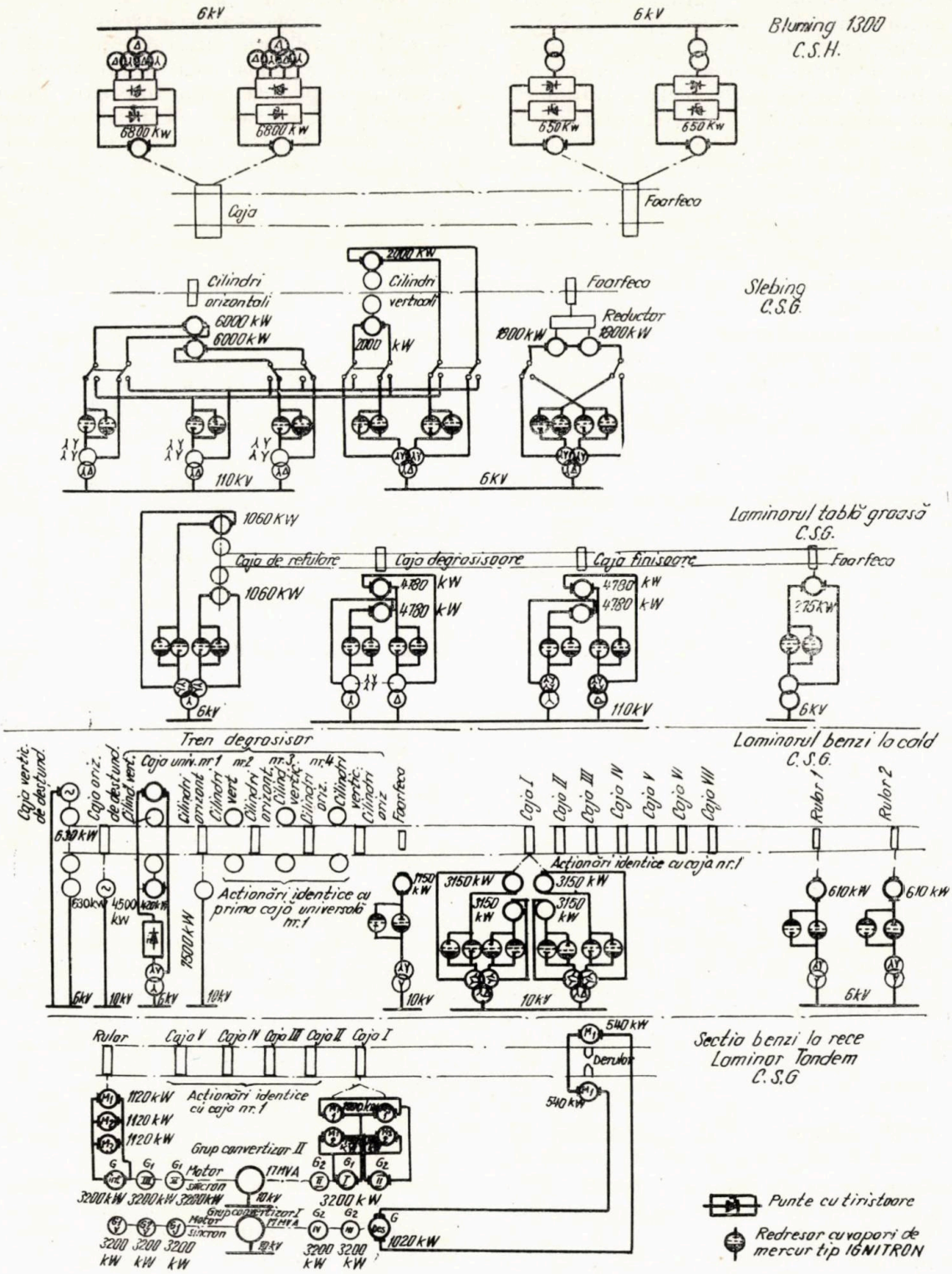


Fig. 9. Acționări electrice principale la unele laminoare din R.S.R.

observarea directă a procesului de laminare a fost dublată cu observarea prin aparate de măsură. Astfel laminoarele au fost dotate cu dispozitive de măsură a parametrilor energetici, a dimensiunilor geometrice ale produsului, a vitezelor de laminare etc. Se remarcă tendința ca anumite elemente de măsură să fie introduse în sistemul de reglare automată în vederea îmbunătățirii calității produsului. La laminoarele de benzi, de exemplu, la care vitezele de laminare sînt mari (pînă la 30 m/s) și toleranțele necesare de grosimi foarte strînse, se prevede folosirea sistemelor de reglare automată a grosimii benzii în flux.

Obiectivele proiectate de Institutul pentru proiectări de laminoare și date în exploatare în perioada 1959—1968 au contribuit ca România să atingă unul din cele mai înalte ritmuri medii anuale de creștere, situîndu-se imediat după Japonia, atît în ceea ce privește producția de laminate, cît și producția de țevi din oțel.

Dacă producția de laminate pe locuitor reprezenta în anul 1967 numai 150,8 kg, se apreciază că, începînd din anul 1971 se va apropia și depăși nivelul unor țări dezvoltate industrial ca Franța și Italia.

Aducerea producției de laminate la o structură modernă, impusă de dezvoltarea rapidă a unor ramuri consumatoare, va continua să fie unul din obiectivele principale pentru proiectare în perioada 1971—1980.

Potrivit Directivelor Congresului al X-lea al Partidului Comunist Român, producția de laminate va fi în anul 1975 de 7,2—7,5 mil. t, iar producția de țevi, de 1,0—1,1 mil. t.

Propunerile de producție pentru dezvoltarea în perspectivă prevăd o creștere a ponderii produselor plate din totalul producției de laminate finite, care să atingă circa 50% în anul 1975 și circa 57% în anul 1980. Ponderea produselor plate din anul 1975 va depăși ponderea Italiei și a Franței din anul 1967 (44—46%).

Efortul de investiții din sectorul de laminoare va fi îndreptat spre realizarea unor obiective care vor fi proiectate de către colectivele Institutului pentru proiectări de laminoare, dintre care se citează: extinderea capacităților existente la Combinatul siderurgic — Galați pentru: laminorul de tablă groasă care va atinge o capacitate de circa 1 200 mii t/an; laminorul de benzi la cald cu o capacitate de circa 3 500 mii t/an, secția pentru benzi la rece.

Realizarea acestor investiții va permite acoperirea necesarului intern și crearea de disponibilități pentru export.

În domeniul laminatelor profilate, se va integra Combinatul siderurgic — Reșița prin dezvoltarea capacității de laminare la nivelul producției de oțel, în care scop se prevede instalarea unui bluming Ø 1 000 mm urmat în continuare de un laminor degrosor care să rezolve acoperirea necesarului de țagle-țevi cu Ø 180—300 mm. Restul capacității degrosorului se va folosi pentru producerea semifabricatelor pentru liniile finisoare. Rezultatul efortului de investiții va permite eliminarea cheltuielilor pentru transportul pendular al lingourilor și semifabricatelor, precum și diminuarea importului pentru circa 400 mii t țagle-țevi.

Se relevă, de asemenea, crearea de noi capacități de circa 600 mii t/an pentru sîrmă laminată, care să diminueze deficitele importante care apar la aceste sortimente și, mai ales, construirea unei uzine de oțeluri aliate, dotată cu un laminor degrosor cu capacitate de circa 600 mii t, urmat de un laminor combinat de profile mijlocii și mici, de circa 250 mii t capacitate și de un laminor pentru oțeluri de scule.

Efortul de investiții în sectorul de țevi din oțel va consta în principal din construirea unei unități de țevi sudate longitudinal, cu o capacitate de 260 mii t/an, a unei secții pentru țevi de foraj de mare adîncime, cu o capacitate de circa 30 mii t/an, a unei trăgătorii la rece a țevilor, de circa 20 mii t/an și a unei linii de sudat elicoidal țevi de mare diametru, de circa 35 mii t capacitate.

În ceea ce privește produsele trase și trefilate se prevede dezvoltarea trefilăriei de sîrmă moale, inclusiv secția de plase sudate și cea de zincare; dezvoltarea secției de trefilare a sîrmei din oțel tare cu circa 50 mii t/an; extinderea capacității trăgătoriei de bare de la Oțelul roșu, cu circa 40 mii t/an etc.; construirea unei trăgătorii noi de bare în cadrul uzinei de oțeluri aliate de circa 40 mii t/an.

Uzina de prelucrare a aluminiului de la Slatina, unitate nouă, prevăzută a fi realizată eșalonat din anul 1970 pînă în anul 1980, va prelucra aluminiul produs în țară în vederea unei valorificări superioare a acestuia. În prima etapă, cu intrarea în funcțiune în anul 1970, se prevede o capacitate de 6 500 t/an, produse extrudate trase, din care 1 000 t/an tîmplărie metalică și 5 500 t/an țevi de irigație. Aceste capacități vor crește eșalonat pînă la 25 500 t/an produse extrudate trase și 8 000 t/an țevi de irigație. De asemenea, se prevede punerea în funcțiune, în anul 1972, a unei secții de prelucrare a aluminiului și a aliajelor sale (table, benzi și folii) cu o capacitate de 30 000 t/an, care va crește eșalonat la 50 000 t/an în 1975.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN DOMENIUL FABRICĂRII COCSULUI

Dr. ing. I. ŞTEFĂNESCU
şi ing. I. BARBU

CZ 662.741.3 : 338.062

În cei 25 ani de la eliberarea României, dezvoltarea siderurgiei a fost însoţită de crearea şi dezvoltarea industriei cocsochimice.

Fabricarea cocsului în România are drept trăsătură caracteristică dificultatea asigurării cu materii prime corespunzătoare, dat fiind faptul că zăcămintele de cărbuni nu cuprind decît proporţii reduse de huile aglutinante şi cocsificabile.

Huilele de Valea Jiului, care formează baza principală de cărbuni tehnologici din România, sînt cărbuni de tranziţie, care din punct de vedere al vîrstei geologice ar fi trebuit să fie integral cărbuni necocsificabili — cărbuni bruni — dar care, datorită anumitor condiţii deosebite de metamorfism, s-au transformat parţial în huile cocsificabile. Cărbunii din Banat, de la minele Anina şi Cozla, nu pot constitui o bază suficientă de materii prime pentru fabricarea cocsului, cărbunii de Cozla prezentînd în plus dezavantajul unui conţinut ridicat de sulf. În această situaţie, tehnologia de fabricare a cocsului, folosită în mod curent în alte ţări, nu a putut fi adoptată ca atare, fiind necesare ample studii pentru modificarea ei şi a reţetei de încărcare, care să permită obţinerea unui cocs utilizabil în furnale de 200—300 m³.

În lucrările efectuate s-a dovedit că, pentru obţinerea cocsului din cărbuni de Valea Jiului, este necesară utilizarea unei reţete în care, la 84% huilă Lupeni să se adauge ca degresant 16% semicocs fabricat din cărbuni de Petrila.

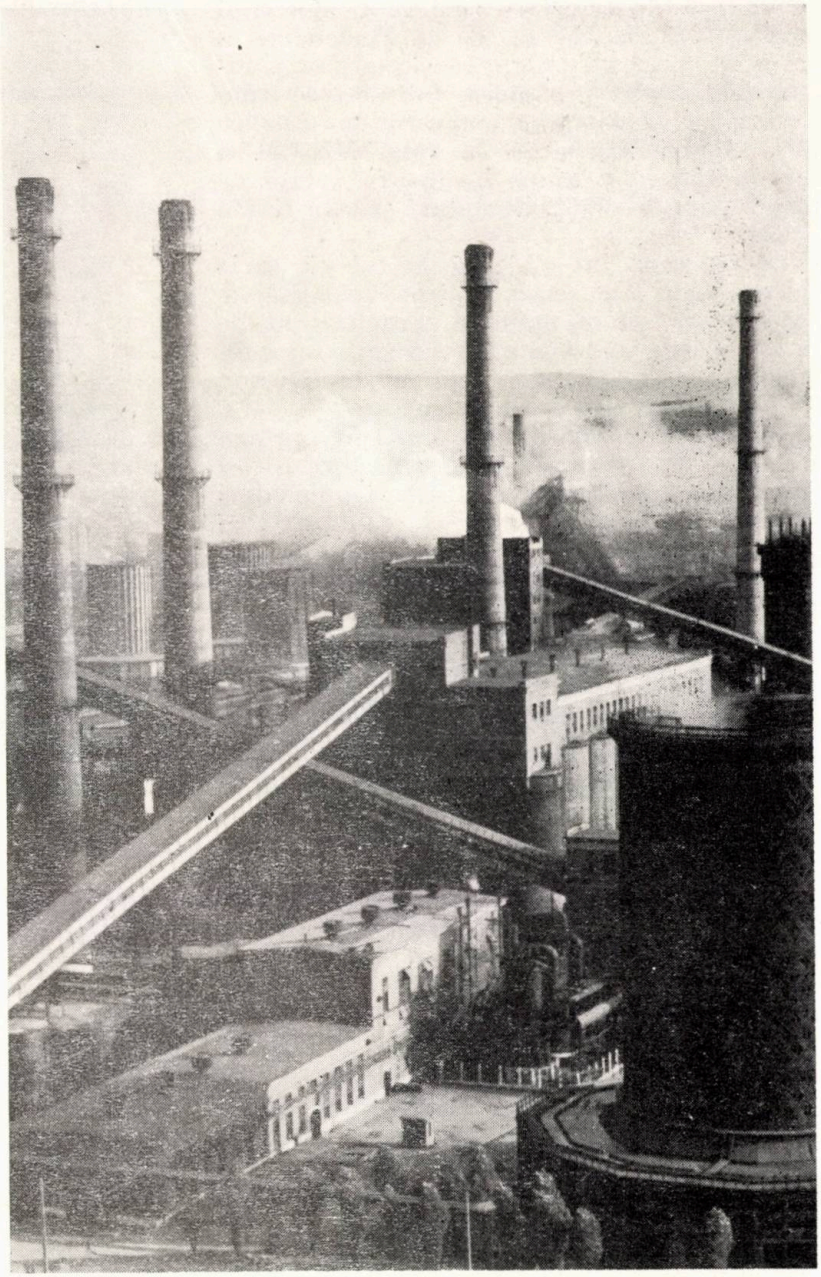


Fig. 1. Combinatul siderurgic — Hunedoara. Uzina cocsochimică.

Aceste cercetări, reluate în anul 1949, completate şi duse pînă la scară industrială, au stat la baza construirii Uzinei cocsochimice de la Hunedoara, care a intrat în funcţiune în anul 1955, cu o primă baterie de 47 cuptoare Ghiprococs. În continuare, cocseria s-a extins cu bateriile 2—4, ajungînd în final la capacitatea de un milion tone cocs metalurgic pe an.

Uzina cocsochimică de la Hunedoara (fig. 1), construită iniţial pe baza reţetei care permitea producerea cocsului pentru furnale de 200—300 m³, a trebuit să fie adaptată curînd producerii cocsului pentru furnale de 400—700 şi chiar de 1 000 m³.

O muncă de cercetare susținută, efectuată de colectivul de cocsari de la Hunedoara a permis ca, prin îmbunătățirea diferiților parametri tehnologici și a șarjei, calitatea cocsului să crească și să atingă nivelul cerut de furnalele mari. Astăzi rezistența la toba MICUM a cocsului C.S.H. a ajuns la 73—74% față de valoarea de 60—66%, acceptată pentru rețeta inițială.

Trebuie scos în evidență faptul că șarja cocseriei de la Hunedoara conține în continuare procente ridicate de huile cu capacitate medie sau slabă de aglutinare (Uricani, Lupeni), participarea acestora atingînd, în diferiți ani, 50—55%, nivel care nu a fost realizat în nici o altă cocserie producătoare de cocs pentru siderurgie. Cu toate acestea, prin eforturile și competența colectivului de ingineri, muncitori și tehnicieni cocsari hunedoreni, calitatea cocsului s-a îmbunătățit an de an prin măsurile tehnologice adoptate, dintre care pot fi menționate :

— măcinarea fină și diferențiată a cărbunilor, realizîndu-se pentru șarjă o granulație de circa 95% sub 3 mm și 60—65% sub 1 mm, iar pentru semicocs 99% sub 3 mm și 80—82% sub 1 mm ;

— un control riguros și permanent al dozării ;

— o comprimare avansată a șarjei ;

— temperaturi ridicate de cocsificare (circa 1 380°C) ;

— utilizarea calculului statistico-matematic pentru urmărirea influenței diferiților factori asupra calității cocsului, precum și pentru stabilirea rețetelor optime, în funcție de diferitele sorturi de cărbune aprovizionat.

Aceste măsuri, precum și adaosul de cărbuni de import, au compensat efectul negativ al introducerii în șarjă a cărbunilor slab aglutinanți de Vulcan și Uricani și al scurtării duratei de cocsificare, față de proiect, cu circa 3 h. Mai mult, urmărirea atentă a corelațiilor dintre parametrii tehnologici și rețete, pe de o parte, și rezistența cocsului, pe de altă parte, precum și conducerea competentă a procesului tehnologic, au făcut ca rezistența cocsului să fie în continuă creștere, după cum rezultă din tabela 1.

Tabela 1

Evoluția rezistenței mecanice a cocsului Hunedoara

Anul	1959	1960	1961	1962	1963	
Rezistența Sundgreen, kg	285	292	298	310	322	
Anul	1963	1964	1965	1966	1967	1968
Rezistența MICUM — M_{40} %	71,3	71,8	72,8	73,4	74,1	74,1

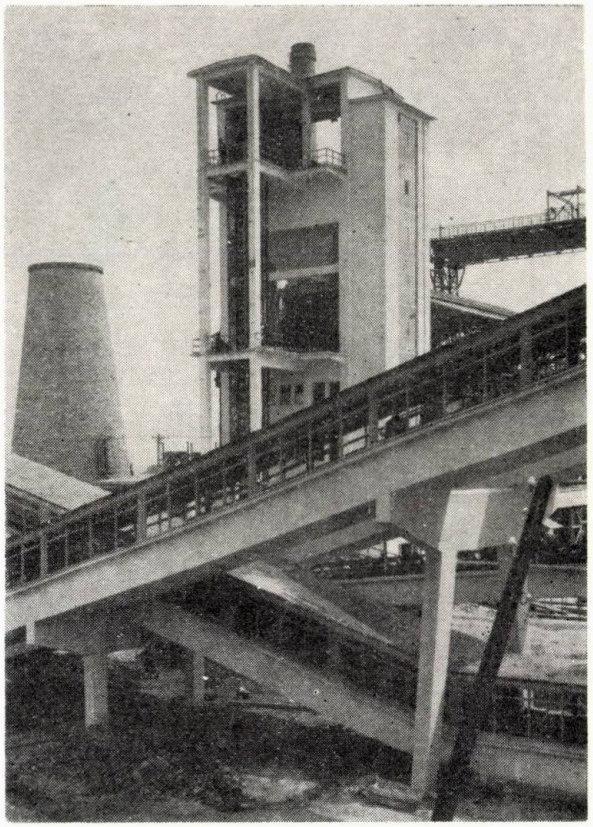


Fig. 2. Uzinele „Victoria" — Călan. Stația de cocs brichete.

Aplicarea metodelor statistico-matematice în dirijarea calității șarjei în funcție de cerințele de calitate impuse cocsului a consolidat rezultatele pozitive obținute la cocseria de la Hunedoara.

Semicocsul necesar pentru șarja cocseriilor de la Hunedoara și Reșița este produs de uzina de semicocs de la Călan (fig. 3). Utilizarea cărbunilor din estul bazinului Văii Jiului, la fabricarea semicocsului, a ridicat o serie de probleme care nu au putut fi rezolvate la un nivel corespunzător prin folosirea cuptoarelor vechi de tip Ab der Halden.

Necesitatea creșterii continue a producției de semicocs a dus la punerea la punct, de către un colectiv de cercetători de la Institutul de cercetări metalurgice, a procedeului de carbonizare a huilelor neaglutinante sau slab aglutinante prin fluidizare, înlocuindu-se vechile cuptoare tip Ab der Halden prin cuptoarele de mare productivitate cu pat fluidizat.

Astăzi, în aceste cuptoare „Carbofluid", realizate pe baza unui procedeu românesc, proiectate și construite în întregime în România, și care reprezintă prima unitate de acest fel în Europa, se produce întreaga cantitate de semicocs necesară pentru cocsificare.

Condițiile de materie primă din România au mai impus ca, pe baza cercetărilor efectuate, să se modifice o parte din instalația „Carbofluid", pentru a putea produce cocs mărunt

prin fluidizare, micşorîndu-se astfel parţial deficitul de combustibil al aglomeratoarelor de minereu.

De altfel, Institutul de cercetări miniere în colaborare cu Institutul de cercetări metalurgice studiază producerea concomitentă a combustibilului casnic fără fum şi a cocsului pentru aglomerator în cuptoare Lurgi; cercetările pe această linie au fost iniţiate încă în anul 1955, în cadrul aceloraşi institute.

Producţia de cocs realizată în ultimele decenii şi ritmul accentuat de creştere sînt ilustrate de datele din tabela 2.

Tabela 2

Producţia de cocs în România

Anul	mii tone	% faţă de 1938 = 100	Anul	mii tone	% faţă de 1938 = 100
1938	80	100	1958	563	705
1946	47,3	59,1	1959	609	760
1948	80	100	1960	820	1 024
1950	72	90	1961	940	1 180
1951	56	70	1962	1 119	1 400
1952	103	130	1963	1 141	1 420
1953	126	158	1964	1 146	1 420
1954	109	126	1965	1 135	1 415
1955	144	180	1966	1 048	1 310
1956	256	326	1967	1 075	1 310
1957	435	545	1968	1 134	1 415

Necesarul mereu crescînd de cocs al siderurgiei şi al celorlalte industrii în plină dezvoltare duce însă la necesitatea majorării continue a cantităţilor de cărbuni cocsificabili şi de cocs, care trebuie aduse din import.

În vederea reducerii masive a importului de cocs se efectuează cercetări intense pentru stabilirea reţetei şi a tehnologiei optime pentru noua cocserie care se construieşte în cadrul Combinatului siderurgic — Galaţi şi care va trebui să producă în final peste două milioane de tone de cocs metalurgic pe an. Aceasta necesită însă cantităţi mari de cărbuni cocsificabili din import şi de aceea, pentru o mai bună şi mai economică utilizare a zăcămintelor de cărbuni necocsificabili din România, se pune problema trecerii la aplicarea industrială mai largă a cocsului brichete din cărbuni neaglutinanţi, prin procedeul ICEM.

Încercările efectuate în 1965 pentru utilizarea acestui cocs în furnalele de 700 m³ au arătat că minimum 30% din şarja de cocs clasic poate fi înlocuită cu cocs brichete ICEM pentru furnal, la un indice de echivalare cu cocsul clasic de 1 : 1, cu atingerea aceloraşi performanţe de funcţionare a furnalului ca şi la folosirea cocsului clasic Hunedoara (tabela 3).

Dările de seamă ale Congresului internaţional „Cocsul în siderurgie", de la Charleroi — 1966, subliniază importanţa acestor rezultate. Astfel, în raportul specialistului belgian Limpach se menţionează: „În afară de încercările realizate în furnalele experimentale mici ale U. S. Steel (cu cocs F.M.C.) şi ale Bureau of Mines (cu cocs „Consolidated"), trebuie citate experimentările realizate în România, într-un furnal industrial de 700 m³. Cocsul brichete ICEM a prezentat practic aceleaşi caracteristici ca şi cocsul clasic românesc".

Dovada experimentală privind posibilitatea utilizării a cel puţin 30% cocs ICEM în amestec cu cocs clasic, la furnale de pînă la 700 m³, şi a 50—60%, la furnale mai mici, creează baza pentru construirea unor cocserii cu o capacitate de 500 000—800 000 t/an, în partea de vest a ţării.

Studiile efectuate au arătat marea elasticitate a metodei ICEM, care a putut fi adaptată celor mai diferite materii prime, precum şi celor mai diverse utilizări propuse cocsului fabricat.

Astfel, o bună parte din consumul de cocs pentru fabricarea anozilor necesari la electroliza aluminiului la Uzina de aluminiu — Slatina este asigurat, de aproape patru ani, prin folosirea cocsului brichete ICEM cu cenuşă şi sulf redus, a cărui utilizare a permis creşterea continuă a producţiei de aluminiu.

Cercetări fructuoase au fost efectuate şi în scopul producerii unui cocs brichete ICEM pentru turnătorie şi pentru electrometalurgie şi chimie. În tabela 4 sînt date caracteristicile diferitelor sorturi de cocs brichete, realizate prin procedeul ICEM, comparativ cu cele ale altor cocsuri utilizate în aceleaşi scopuri.

Fabricarea cocsului a devenit, datorită condiţiilor de materie primă existente în România, un domeniu de activitate ştiinţifică intensă în care s-a ajuns la punerea la punct a unei liste întregi de priorităţi româneşti, la închegarea unei şcoli ştiinţifice de specialitate cu lucrări avînd un larg ecou peste graniţele ţării.

În afară de succesele remarcabile obţinute de muncitorii, tehnicienii, inginerii şi cercetătorii care acţionează în sectorul cocsochimic,

Tabela 3

Funcţionarea furnalului de 700 m³ de la Hunedoara cu utilizarea a 30% cocs brichete în şarja de cocs (sept. 1965)

Specificaţia	Perioada de referinţă	Perioada experimentală
Consum specific		
cocs tehnic, kg/t fontă	640	637
gaz metan, Nm³/t fontă	79,1	66,7
Producţia, t fontă/zi	843,0	825,4
Scoaterea brută, %	44,5	44,2
Vînt		
— debit, 10^3Nm³/h	77,7	75,2
— temperatură, °C	877	845
Compoziţia chimică a fontei:		
Si, %	0,89	1,13
S, %	0,043	0,049
I.B. al zgurei:	1,17	1,17

Tabela 4

Caracteristicile analitice și însușirile fizico-chimice ale cocsului brichete ICEM comparativ cu cocsul clasic

Caracteristica	Cocs furnal			Cocs turnătorie		Cocs electrometalurgic	
	ICEM	Hunedoara	Import (R.S.C.S.)	ICEM	Import (R.S.C.S.)	ICEM	Import (R.S.C.S.)
A^{anh}, %	11,2	13,4	13,0	0,7—4,8	10	7,8	11,2
V^{anh}, %	1,1	1,2	1,0	0,6—1,7	0,9	2,5	2,2
S_t^{anh}, %	2,0	2,5	1,2	0,7—1,0	0,8	1,8	0,9
M_{40}, %	76,4	77,7	75,1	7,2—87,0	81,4	—	—
M_{10}, %	7,4	4,0	10,1	5,0—7,1	8,2	—	—
Porozitatea, %	43,3	42	43,2	20—30	30	40	46
Reactivitatea	66	51	28	30—40	25	51	52
Q_i, kcal/kg	—	—	—	7 700—8 000	7 100	7 150	6 830
Rezistivitatea $10^{-6}\ \Omega \cdot m$	—	—	—	—	—	589	545

trebuie menționate preocupările și rezultatele merituoase obținute în domeniul studiului caracteristicilor cărbunilor și zăcămintelor de cărbuni din România, precum și cele privind îmbunătățirea calității cărbunilor. În ultimele decenii au fost amplificate și modernizate uzinele existente pentru prepararea cărbunilor din Valea Jiului și Anina și s-a construit o instalație nouă pentru spălarea cărbunilor, la Coroiești.

Condiție hotărîtoare pentru dezvoltarea economică a industriei siderurgice, fabricarea unui cocs de calitate superioară a devenit astfel un obiectiv de scamă al cercetărilor științifice, care, elucidînd problemele teoretice de structură și de formare, precum și cele legate de influența caracteristicilor cocsului asupra comportării acestuia la utilizare și asupra parametrilor de funcționare ai furnalului, pregătesc elaborarea tehnologiilor celor mai corespunzătoare condițiilor din România.

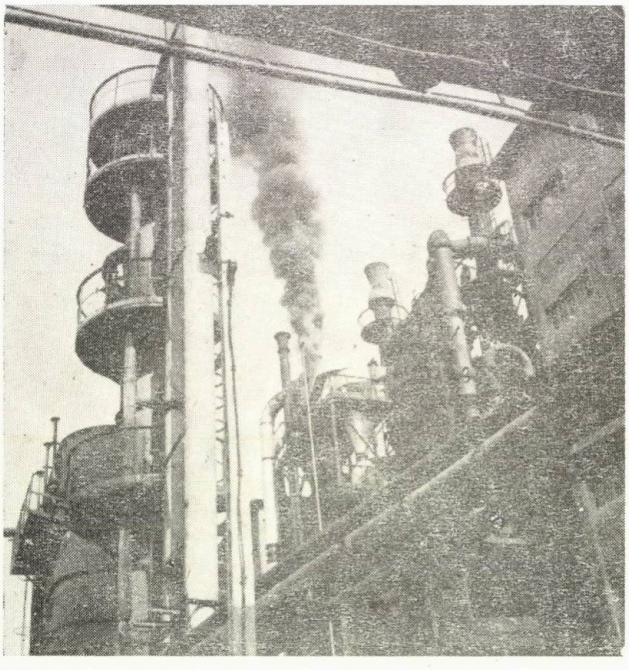


Fig. 3. Uzinele „Victoria" — Călan. Uzina de semicocs.

Condițiile de structură și de proprietăți specifice ale cărbunilor românești au fost factorii determinanți ai intensificării cercetărilor, iar rezultatele obținute au fost aplicate în practică cu eficiență economică ridicată.

Cocsul românesc — din cărbuni care de obicei nu pot fi folosiți la cocsificare — este un rod al cercetărilor științifice românești, consolidat și dezvoltat de practica exploatării cocseriilor, un rezultat al conlucrării oamenilor de știință din cercetare și învățămîntul superior, cu cadrele de ingineri din întreprinderile cocsochimice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Blum I. *Manualul inginerului.* ASIT, 1949.

[2] Blum I. și Nistor I. *Studii și cercetări de energetică,* 1962, p. 687—699, nr. XII, p. 515—528.

[3] Blum I. *Elemente caracteristice în procesul de cocsificare a cărbunelui asupra bitumenului din cărbuni cocsificabili.* Buletinul Institutului politehnic — București, nr. 18, 1958, p. 3—4.

[4] Stănescu D. și David V. *Conferința cocsarilor și furnaliștilor.* Hunedoara (manuscris), 1957.

[5] David V. și Popa S. Metalurgia, 1965, 17, nr. 5, p. 225.

[6] Ionescu D. și Anghel V. *Carbofluid, faza industrială a cercetărilor fabricației semicocsului prin fluidizare.* Anuarul Institutului de cercetări miniere, 1958.

[7] Ionescu D. și Sava E. *Cercetări metalurgice,* nr. 7, 1965, p. 367—375.

[8] Barbu I. și Ștefănescu I. Revista minelor, nr. 8, 1955, p. 266—271.

[9] Barbu I. și Ștefănescu I. Metalurgia și construcția de mașini, nr. 1, 1957, p. 41—50.

[10] Barbu I. și Teodorescu N. Revista minelor, nr. 4, 1959, p. 154—157.

[11] Ștefănescu I., Barbu I. și Avram C. *Încercări privind utilizarea cocsului brichete ICEM într-un furnal de 700 m³* (la Congresul internațional *Cocsul în siderurgie,* 1966, 12—19.XI, Charleroi, Belgia).

[12] Barbu I., Ștefănescu I., Falk E. și Corciovei E. Metalurgia 18, nr. 10, 1966, p. 549—555.

[13] Ștefănescu I., Barbu I. și Hîrsulescu M. *Cercetări metalurgice,* nr. 8, 1966.

[14] Ștefănescu I. *Semicocsificarea cărbunilor de Petrila în cuptor Lurgi.* Metalurgia 8, nr. 12, 1956, p. 35—41.

[15] * * * Anuarul statistic R.S.R., 1968.

[16] * * * *Materialele Conferinței „Le coke en sidérurgie",* Charleroi, Belgia, 1966.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN DOMENIUL PRODUCŢIEI DE FONTĂ

Ing. C. AVRAM şi ing. D. DOBROVICI
Institutul de cercetări metalurgice
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti

CZ 669.162.275 : 338.062

În anul 1938 România se situa pe unul din ultimele locuri din lume în ceea ce priveşte dezvoltarea siderurgiei, avînd o producţie de fontă de 133 mii t, faţă de producţia mondială de 92,5 mil. t, ceea ce reprezenta mai puţin de 0,15%.

Creşterea producţiei de fontă în cei 25 de ani de la eliberare este ilustrată prin următoarele date (fig. 1):

Anul	1938	1948	1950	1955	1960	1965	1969	1970
mii tone fontă	133	186,1	319,7	569,5	1 014	2 019	3 400	4 300 (estimat)

Faţă de nivelul producţiei de fontă din anul 1950, se realizează, în perioada 1950 — 1970, o creştere de 13,50 ori, corespunzînd unui ritm mediu anual de aproape 14%; coeficientul de creştere realizat în ultimii 18 ani (1950—1968), de 890%, situează România pe unul din primele locuri în lume, în comparaţie cu alte ţări cu industrie dezvoltată (U. R. S. S. — 410%, R.S.C.S. — 357%, R.P.P. — 435%, S.U.A. — 135%, Japonia — 2 000% şi Franţa — 210%).

Dezvoltarea producţiei de fontă în România s-a efectuat prin realizarea unor importante investiţii în furnale şi instalaţii pentru pregătirea încărcăturii, precum şi prin creşterea continuă a utilizării volumelor furnalelor.

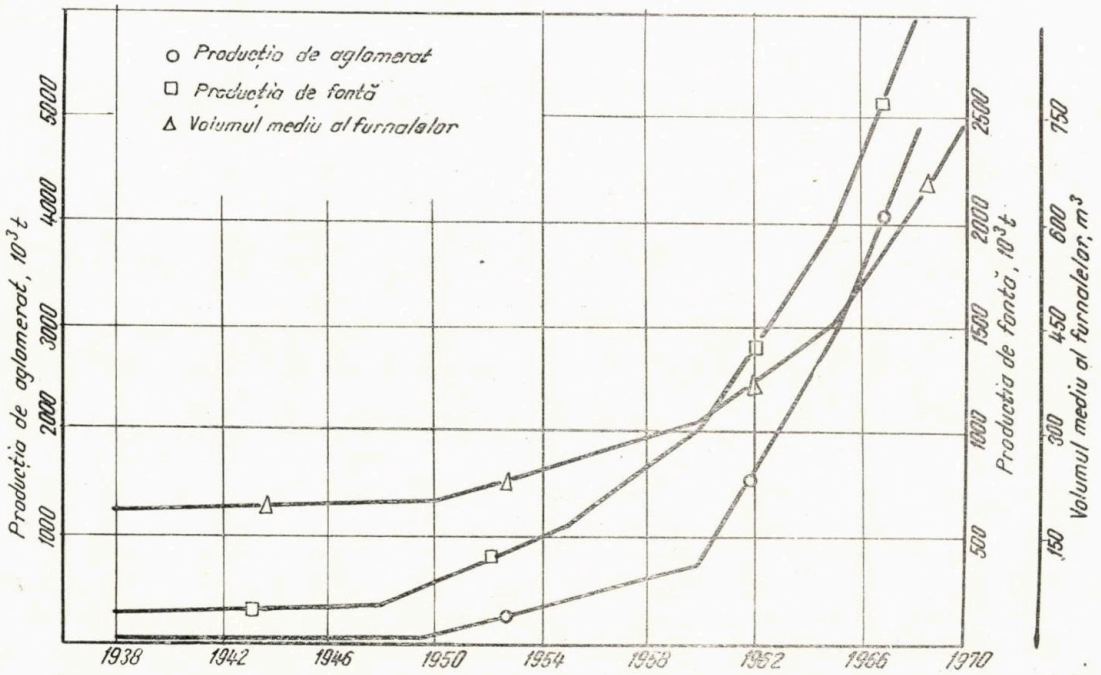


Fig. 1. Creşterea producţiei de fontă în perioada 1938—1970.

Faţă de producţia mondială de fontă realizată în anul 1968, producţia de fontă reprezintă aproape 1%; România se situează astfel pe locul al 17-lea din punct de vedere al nivelului producţiei de fontă.

Această creştere este marcată prin următoarele date principale:

1952 — punerea în funcţiune a furnalelor nr. 2 de la Uzinele „Victoria" — Călan (250 m³) şi a furnalului nr. 6 de la Combinatul siderurgic — Hunedoara (450 m³);

1952—55 — mecanizări și îmbunătățiri la furnalele nr. 1—4 de la C.S.H. (volum total 940 m³);
1956 — punerea în funcțiune a furnalului nr. 5 de la C.S.H. (700 m³);
1959 — punerea în funcțiune a furnalului nr. 1 de la U.V.C. după reconstrucție (250 m³);
1961—62 — punerea în funcțiune a furnalelor nr. 1 și 2 de la Combinatul siderurgic — Reșița (700 m³ fiecare), după demolarea vechilor furnale de 250 m³;
1962 — punerea în funcțiune a furnalului nr. 7 de la C.S.H. (1 000 m³);
1966 — punerea în funcțiune a furnalului nr. 8 de la C.S.H. (1 000 m³);
1968 — punerea în funcțiune a furnalului nr. 1 de la Combinatul siderurgic — Galați (1 700 m³).

Datorită reconstrucției furnalelor vechi și construirii de furnale noi și moderne, volumul util mediu al furnalelor a crescut continuu, de la 187 m³, în anul 1938, la 625 m³, în anul 1968, și va ajunge la 750 m³, în anul 1970. Totodată, volumul util cel mai mare, care era de 250 m³ în 1938, a crescut la 1 000 m³ în 1962 și la 1 700m³ în 1968.

Proporția fontei produse în anul 1968 în furnale de 1 000—1 700 m³ a fost de 45,7% și va ajunge în 1970 la peste 63%.

Principalii indicatori de funcționare ai furnalelor, utilizarea volumului și consumul specific de cocs, s-au îmbunătățit continuu (tabela 1), datorită modernizării furnalelor, creșterii volumelor, precum și numeroaselor perfecționări tehnologice introduse în această perioadă, care sînt arătate în cele ce urmează.

Minereurile indigene, care se situează în categoria minereurilor sărace în fier, au fost supuse operațiilor de preparare, astfel încît în prezent furnalele primesc minereurile indigene aproape în totalitate sub formă de concentrate.

Tabela 1

Anul	1948	1950	1955	1960	1965	1970 (estimat)
Indice de utilizare, t fontă/m³zi	0,574	0,651	0,690	0,919	1,189	1,35
Consum specific cocs tehnic kg/t fontă	1 310	1 230	1 145	1 060	725	610

În perioada 1960—1964 au intrat în funcțiune trei uzine de preparare a minereurilor de fier (Ocna de fier, Căpuș — Șatra și Teliuc — Ghelar), dintre care cea mai importantă este Uzina de preparare de la Teliuc, cu o capacitate anuală de peste 700 000 t concentrat cu 52% Fe. Tehnologia de preparare aplicată constă în prăjirea magnetizantă a minereului brut în cuptoare rotative, măcinare la 0,15 mm și separarea magnetică umedă.

Minereurile procurate prin import au fost de asemenea îmbunătățite calitativ, în principal prin creșterea conținuturilor medii de fier. Astfel, minereurile din U.R.S.S. au în prezent un conținut mediu de fier de 55—56% față de 53% în trecut, datorită creșterii ponderii minereurilor mărunte pentru aglomerare și a concentratului.

Începînd din anul 1962 au fost importate minereuri mai bogate în fier din India, Brazilia

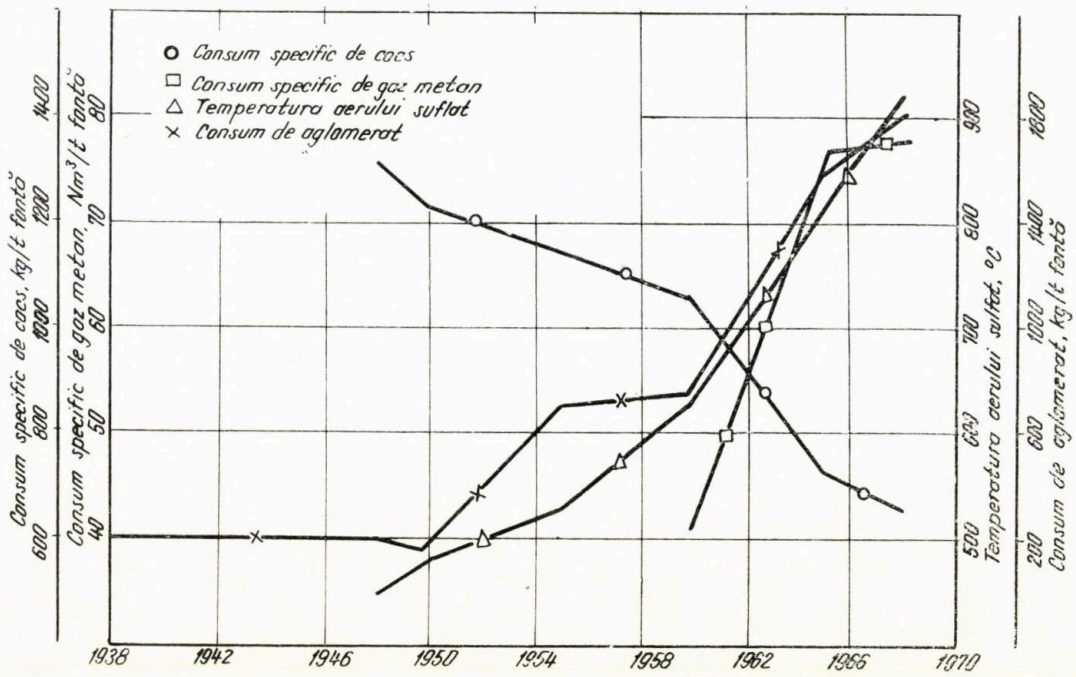


Fig. 2. Variația principalilor indicatori de funcționare ai furnalelor, în perioada 1938—1970.

și Algeria, cu conținuturi cuprinse între 55 și 65% Fe.

În ceea ce privește compoziția granulometrică a minereurilor încărcate în furnale, aceasta s-a îmbunătățit treptat în urma intrării în funcțiune a benzilor de aglomerare de la C.S.H., C.S.R. și C.S.G., care s-a făcut după cum urmează :

1954 — C.S.H. 2 benzi a 50 m² fiecare ;
1961—62 — C.S.R. 2 benzi a 75 m² fiecare ;
1963—66 — C.S.H. 2 benzi a 100 m² fiecare ;
1968 — C.S.G. 1 bandă de 156 m², iar a doua bandă va intra în funcțiune în 1969.

În prezent în România capacitatea de aglomerare este de peste 5,8 mil. t aglomerat, ceea ce asigură o proporție medie de circa 75% aglomerat în încărcătura furnalului.

Începînd din 1960 s-a trecut treptat la producția aglomeratului autofondant, prin completarea fabricilor existente cu instalații de măcinare a calcarului. Folosirea aglomeratului autofondant la producerea fontei a avut ca efect o reducere a consumului specific de cocs de ordinul a 120—150 kg/t fontă și o creștere de productivitate a furnalului de circa 10%. Creșterea consumului specific de aglomerat pe tona de fontă este arătată în figura 2.

Totuși, granulația încărcăturii furnalelor este încă nesatisfăcătoare la unele furnale, deoarece se încarcă și aglomerat mărunt sub 5 mm, uneori în cantități destul de mari, iar o parte din minereuri se consumă nesortate, cu granulația cuprinsă între 0 și 300 mm, ceea ce are efecte negative asupra funcționării furnalelor și asupra consumului specific de cocs.

Datorită intrării în funcțiune în anul 1968 a Stației de concasare-sortare a minereurilor de la C.S.G. și a construirii în perioada 1969—70 a unor stații de concasare-sortare la Călan și Hunedoara, se va realiza o îmbunătățire și în ceea ce privește pregătirea granulometrică a minereurilor care sînt încărcate direct în furnale.

O îmbunătățire în pregătirea încărcăturii se va mai obține prin punerea în funcțiune, în 1969, a instalației de omogenizare la C.S.G., ceea ce va contribui la micșorarea consumului specific de cocs datorită eliminării variațiilor în compoziția chimică a minereurilor. Este de dorit ca acestei probleme să i se acorde atenția cuvenită și la celelalte uzine.

Realizările bune obținute la furnalele de la C.S.H. și C.S.R. s-au datorat într-o măsură importantă și îmbunătățirii calității cocsului obținut în cocseriile proprii, ca urmare a punerii la punct a proceselor tehnologice și a îmbunătățirii calitative a încărcăturii de cărbuni cocsificabili. Astfel, rezistența la tobă a cocsului produs la Hunedoara a crescut, între anii 1955—1968, de la circa 55—60% la 72—74%.

Întrucît România dispune de rezerve limitate de cărbuni cocsificabili și deci cocsul metalurgic reprezintă un material deficitar, au fost efectuate cercetări în vederea înlocuirii parțiale a cocsului prin gaz metan, combustibil care se găsește în cantități importante. Cu începere din anul 1959 s-a trecut la utilizarea pe cale industrială a gazului metan, care a fost apoi extinsă în decurs de trei ani la toate furnalele din țară. În paralel cu aceasta au fost reconstruite preîncălzitoarele de aer, iar preîncălzitoarele noi au fost dimensionate în așa fel, încît să asigure temperaturi ale aerului la furnale de peste 1 000°C și chiar de ordinul a 1 200°C în cazul furnalelor de la C.S.G.

Prin creșterea concomitentă a temperaturii aerului suflat în furnale și a cantității de gaz metan introduse, s-a reușit a se ajunge la consumuri destul de mari de gaz metan în comparație cu alte țări, de ordinul a 80—90 Nm^3/t fontă. Valorile realizate ale raportului de înlocuire a cocsului prin gaz metan variază între 1,1 și 1,4 kg cocs/Nm^3CH_4, rezultate satisfăcătoare la asemenea consumuri ridicate de gaz metan. Consumul mediu de cocs pe țară a scăzut, datorită utilizării gazului metan, cu peste 100 kg/t fontă.

În vederea sporirii intensității de funcționare a furnalelor și a micșorării consumului specific de cocs, s-a trecut treptat, începînd din anul 1962, la însușirea tehnologiei de funcționare a furnalelor cu presiune ridicată la gură. În prezent circa 75% din producția de fontă se realizează în furnale care lucrează cu presiuni ridicate la gură, cuprinse între 0,6 și 1,3 ats.

Rezultatele obținute au arătat că, pentru fiecare creștere a presiunii la gura furnalului cu 0,1 ats, se poate conta pe o creștere a productivității furnalului de 0,7—0,8%, realizîndu-se totodată o mai bună uniformitate în funcționarea furnalelor și înlăturarea deranjamentelor în coborîrea încărcăturii.

Întrucît dezvoltarea producției de fontă s-a făcut în principal prin construirea de unități noi, în prezent, cu excepția furnalelor vechi de la Hunedoara, care urmează a fi dezafectate treptat și care au o pondere neînsemnată în producția de fontă, toate celelalte furnale sînt unități noi și moderne.

În stadiul actual, construcția secțiilor de furnale din România poate fi caracterizată prin următoarele :

— Înzidirea creuzetelor și a vetrelor cu blocuri carbonice împreună cu cărămizi cu conținut ridicat de alumină, cu asigurarea răcirii prin plăci de răcire montate sub manta și cu chesoane răcite cu aer, dedesubtul vetrei. Micșorarea grosimii zidăriei la cuvă și pîntece, cu introducerea și aici a plăcilor de răcire montate sub manta.

— Renunțarea la distribuitorul rotativ Mac-Kee, care producea dificultăți la funcționarea

cu presiune ridicată la gură şi introducerea pîlniei distribuitoare cu rotire continuă de construcţie IPROMET.

— Introducerea, la furnalele de 700—1 000 m³, a acţionării pneumatice a conurilor aparatelor de încărcare, folosind aerul comprimat furnizat de suflante.

— Mecanizarea largă a operaţiilor din hala de turnare a furnalelor, prin folosirea de maşini puternice cu acţionare electrică, pentru astuparea şi destuparea orificiilor de evacuare a fontei şi zgurei, a jgheaburilor rabatabile pentru turnarea fontei şi zgurei în oale aşezate pe două linii paralele etc.

— Introducerea la furnalele de mare capacitate a instalaţiilor de dozare a încărcăturii pe benzi transportoare, folosind pîlnii cîntar şi alimentatoare sau ciururi acţionate cu vibratoare electromagnetice, ceea ce a făcut posibilă asigurarea unei granulaţii corecte şi stabile a încărcăturii introduse în furnal, în principal la aglomerat şi cocs. Introducerea dozării pe benzi a făcut posibillă automatizarea practic completă a dozării încărcăturii şi a încărcării furnalului.

— Folosirea preîncălzitoarelor de aer cu grătare din material refractar cu conţinut înalt de alumină şi cu suprafeţe specifice de încălzire mari, care pot asigura la furnale temperaturile ridicate ale aerului (1 000—1 200°C), necesare pentru utilizarea cu randamente bune a gazului metan.

S-a realizat, de asemenea, o bună protecţie la temperaturi ridicate a sistemului de conducte care face legătura cu gurile de vînt ale furnalului.

— Epurarea gazului se face folosindu-se scruberele Venturi atît pentru epurarea semifină cît şi pentru epurarea fină, obţinîndu-se purităţi avansate ale gazului. Instalaţiile sînt simple, economice şi sigure în exploatare.

— Automatizarea avansată a operaţiilor de deservire şi o bună dotare cu aparataj de măsură şi control. În cursul anului 1969 furnalele de la C.S. Galaţi vor fi dotate şi cu calculator electronic.

În perioada care urmează principalele probleme către care vor trebui să-şi îndrepte atenţia atît specialiştii care activează în producţie, cît şi cei din cadrul cercetării ştiinţifice sînt micşorarea în continuare a consumului specific de cocs şi creşterea productivităţii furnalelor.

Sînt încă numeroase mijloace prin care se vor putea realiza noi progrese în această direcţie.

Astfel, va trebui acordată o deosebită atenţie pregătirii minuţioase a încărcăturii furnalului, din punct de vedere granulometric. Acest lucru priveşte atît aglomeratul şi minereurile, cît şi cocsul, pentru care vor trebui determinate limitele de granulaţie cele mai potrivite pentru a fi încărcate în furnale.

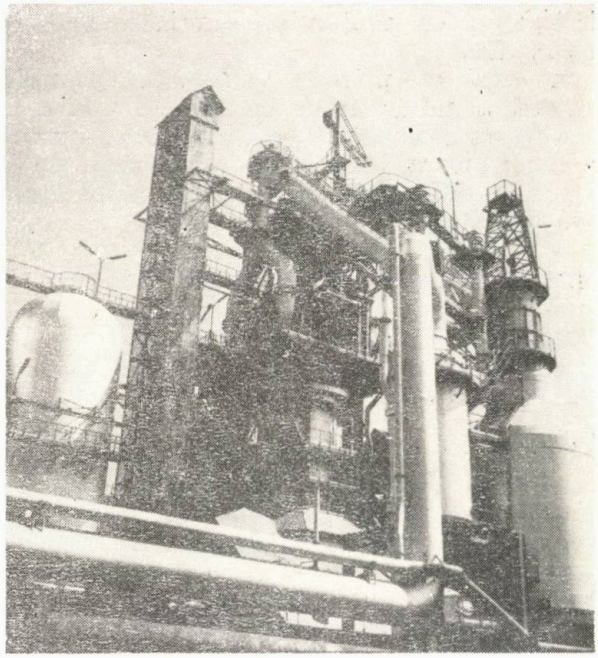


Fig. 3. Combinatul siderurgic—Reşiţa. Furnalul de 700 m³.

În ceea ce priveşte aglomeratul, este necesar să se determine condiţiile tehnologice în care să se obţină un aglomerat cu rezistenţă ridicată şi cu o bazicitate care să permită eliminarea completă a calcarului din încărcătura furnalului.

Este posibilă mărirea cantităţii de cocs care poate fi înlocuită prin gaz metan fie prin creşterea în continuare a temperaturii de preîncălzire a aerului, fie prin folosirea altor mijloace de creştere a temperaturii gazelor în creuzet (îmbogăţirea aerului în oxigen, energie electrică etc.). De asemenea, folosirea gazelor reducătoare obţinute prin conversia gazului metan, pentru prereducerea minereurilor înainte de încărcarea în furnal sau pentru activizarea proceselor de reducere din furnal, constituie posibilităţi încă puţin cercetate de a micşora consumul de cocs la elaborarea fontei.

O rezervă internă care se impune a fi pusă în valoare la furnalele din România o constituie lărgirea mijloacelor de conducere ştiinţifică a proceselor din furnal, de exemplu prin urmărirea şi reglarea circulaţiei gazelor reducătoare prin cuvă, determinarea regimului optim de intensitate de ardere etc.

Realizarea acestor sarcini, a căror importanţă rezultă şi din faptul că au fost cuprinse în Directivele Congresului al X-lea al P.C.R., impun o colaborare strînsă a cercetătorilor, proiectanţilor şi a specialiştilor din producţie.

DEZVOLTAREA PRODUCȚIEI DE OȚEL ÎN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

Ing. G. ILIN
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 669.14 : 338.062

Capacitatea de producție de oțel a României era la eliberare de circa 300 000 t oțel pe an, fiind alcătuită din patru oțelării de lingouri (Hunedoara, Reșița, Oțelul roșu, Cîmpia Turzii) și mai multe oțelării de piese turnate. Cu producția de 284 mii tone realizată în anul 1938, reprezentînd 18 kg pe cap de locuitor, România se situa în rîndul țărilor înapoiate industrial și subjugate economic țărilor capitaliste din vestul Europei.

Pentru dezvoltarea producției de oțel în prima etapă, 1945—1950, în sectorul oțelării s-au executat lucrări pentru îmbunătățirea procesului tehnologic și pentru o oarecare mărire a producției cu ajutorul agregatelor existente, reușindu-se astfel ca încă în anul 1948 să se depășească cu 24,4% producția realizată în anul 1938.

În perioada de după naționalizarea principalelor mijloace de producție, pînă în 1955, au fost create condiții pentru reconstrucția oțelăriilor și creșterea capacității cuptoarelor, îmbunătățindu-se în continuare organizarea producției și intensificarea proceselor tehnologice, astfel încît s-a reușit să se mărească sensibil producția de oțel, potrivit nevoilor economiei naționale, folosindu-se totuși fonduri de investiții relativ mici.

Astfel, la Hunedoara, în anul 1948 a fost înlocuit gazul de gazogen de la încălzirea cuptoarelor Martin cu păcură, apoi în anul 1949 s-a mărit capacitatea cuptoarelor de la 25 la 50 t, construindu-se și cel de-al cincilea cuptor. În mod corespunzător s-au dezvoltat și sectoarele de deservire aferente, ca hala de pregătire a ansamblurilor de turnare, baza de fier vechi etc. care au fost dotate cu utilajele necesare ca: vagoneți de turnare, poduri rulante, parc rulant etc., ceea ce a dus la creșterea producției de 2,5 ori față de cea realizată în anul 1941.

La Oțelul roșu, în anii 1950—1952, s-au reconstruit cele patru cuptoare la capacitatea de 40 t, încălzite cu păcură, consolidîndu-se în același timp halele și montîndu-se macarale de șarjare și noi poduri rulante. De asemenea, s-a construit depozitul de fier vechi, contribuind astfel la creșterea producției de oțel a acestei uzine, de 2,7 ori față de cea realizată în anul 1938.

În această perioadă, la cea mai mare oțelărie de atunci din țară — cea de la Reșița — funcționau din plin cele șapte cuptoare existente, producînd oțelul necesar pentru reconstrucția economiei naționale astfel, încît aici nu s-au putut efectua transformări mai importante în afară de înlocuirea unui cuptor de 50 t cu unul de 100 t (în anul 1954), de trecerea la alimentare cu păcură și de organizarea producției pe baze noi — socialiste. Reconstrucția acestei oțelării s-a realizat în anii următori (1958—1959), cînd s-a ridicat din mers o nouă hală peste cea veche și s-au construit trei cuptoare Martin moderne, de 130 t, cu gaz metan și păcură, în locul a cinci cuptoare de tip vechi, toate acestea efectuîndu-se cu o întrerupere a producției de numai patru luni. Completări s-au mai făcut atît în șesenal (un cuptor de 250 t), cît și în actualul cincinal (încă un cuptor de 250 t), fără a fi nici în prezent la profilul final. Oțelăria de la Reșița dispune astăzi de trei cuptoare de cîte 130 t și de două cuptoare de cîte 250 t, ceea ce îi asigură o producție anuală de peste patru ori mai mare decît cea realizată în 1938, avînd bineînțeles în dotare și toate deservirile corespunzătoare, ca hale de pregătire a ansamblurilor de turnare, hală de stripaj, hală pentru pregătirea materialelor auxiliare, melanjor pentru fontă lichidă, mașini de șarjare, poduri rulante, vagoneți de turnare, utilaj pentru pregătirea și transportul fierului vechi etc.

În sfîrșit, cea de-a patra oțelărie a siderurgiei a intrat în funcțiune în anul 1950 la uzina „Industria sîrmei" din Cîmpia Turzii și constă dintr-un cuptor Martin de 10 t și patru cuptoare electrice de 3 — 5 t capacitate, producînd anual circa 50 000 t oțel de calitate superioară pentru cele mai diferite destinații.

În continuare, după epuizarea posibilităților de mărire a capacității de producție de oțel prin transformări și intensificări în oțelăriile

existente, cerințele de metal ale economiei, în continuă și rapidă creștere, au impus construirea unei oțelării noi, de mare capacitate, sarcină de onoare ce i-a revenit Hunedoarei. Aici s-a construit un puternic ansamblu pentru producerea oțelului după procedeul Martin, proiectat și executat în întregime în țară. Primele trei cuptoare de cîte 185 t și două cuptoare electrice de cîte 20 t au intrat în funcțiune în anii 1958—1959, următoarele trei, de cîte 400 t, în anii 1960—1962 și în sfîrșit în 1964, ultimele două tot de cîte 400 t. În perioada actuală au fost reconstruite primele trei cuptoare astfel, încît în prezent oțelăria dispune de opt cuptoare de cîte 400 t, încălzite cu gaz de cocs și păcură, introducîndu-se și oxigenul tehnologic în aerul de combustie și parțial pentru insuflare prin lănci direct în baia metalică, aceasta urmînd a se generaliza, după ce se va asigura debitul necesar de oxigen pentru toate cuptoarele. De asemenea, se mărește și oțelăria electrică cu încă două cuptoare de 50 t astfel, încît capacitatea de producție de oțel a Combinatului siderurgic — Hunedoara depășește 3 mil. t pe an.

La sarcina de a mări producția de oțel de la 3,4 mil. t în 1965 la 6,4 mil. t în 1970, cea mai mare contribuție o are Combinatul siderurgic de la Galați unde s-a construit cea mai modernă oțelărie din România, dotată cu trei convertizoare de 150 t și cu toate celelalte construcții și utilaje auxiliare, folosind pentru suflarea fontei oxigen tehnic pur. Oțelăria de la Galați a început să producă oțel în anul 1968, consolidîndu-se în prezent pentru a ajunge la capacitatea de 2—2,5 mil. t oțel lingou pe an, pentru produse plate de cea mai înaltă calitate.

În prezent, așa cum s-a arătat, există în România două oțelării Martin de tip mai vechi — la Oțelul roșu și la Hunedoara (Oțelăria Martin I) — alte două tot Martin însă moderne — Reșița și Hunedoara (Oțelăria Martin II) — o oțelărie mixtă — Martin și electrică la Cîmpia Turzii, una electrică la Hunedoara și ultima cu convertizoare cu oxigen la Galați. La acestea se alătură un număr de cinci cuptoare Martin mici și circa 40 cuptoare electrice de 1—12 t în turnătoriile de oțel.

Oțelăriile Martin de tip vechi (O.R. și I C.S.H.) sînt echipate cu cuptoare de 50 t, modificate la capacități de 70—100 t, care au fost mereu perfecționate, îndeosebi din punct de vedere termotehnic astfel, încît pot fi considerate astăzi de nivel tehnic satisfăcător. Ele produc oțel de calitate corespunzătoare carbon și slab aliat, într-o gamă foarte variată de mărci, care laminat se utilizează pentru construcția de mașini, transporturi, țevi laminate și sudate, construcții metalice și din beton armat etc. Productivitatea cuptoarelor de acest tip a crescut mereu, de la 3,0 t/m²·zi calendaristică în 1950 și 3,28 t în 1955, la 5,30 la O.R. și 6,60 la C.S.H., în 1965, și 5,70 și 6,60 în 1968, fiind mai mică la O.R. ca urmare a folosirii fontei solide în încărcătură și a unei supraîncărcări mai moderate.

Celelalte două oțelării Martin (C.S.R. și II C.S.H.) sînt de construcție modernă, avînd asigurat un flux tehnologic rațional, cuptoare cu regim termic automatizat, deserviri corespunzătoare etc. astfel încît realizează cifre de productivități (t/m²·zi calendaristică) similare cu cele din țările dezvoltate industrial, după cum urmează :

	1965	1966	1967	1968
C.S. Reșița	7,32	7,09	7,33	7,70
II C.S. Hunedoara	7,93	8,57	9,22	9,81

Rezultatele mai bune obținute la C.S.H. se datorează cuptoarelor de capacități mai mari și aportului oxigenului.

Evoluția productivității medii (t/m²·zi calendaristică) a tuturor cuptoarelor Martin din cadrul M.I.M. a marcat o dinamică remarcabilă :

1959	1963	1965	1966	1967	1968
5,08	6,84	7,38	7,65	8,07	8,50

De asemenea, în ceea ce privește gradul de folosire a timpului, centralizat pe M.I.M., se constată o stabilizare în ultimii ani, la un nivel satisfăcător, timpul efectiv de lucru fiind de 90,16% în anul 1968. Această valoare s-a obținut pe seama practicării unor metode sigure de reparații la cald ale vetrelor și pe seama execuțiilor rapide ale reparațiilor la rece ale cuptoarelor, cărora li s-au întărit continuu anumite părți greu solicitate termic, ca : bolțile, grătarele camerelor recuperatoare, stîlpii ușilor, pereții frontali, pereții posteriori etc.

Dezvoltarea bazei de producție a oțelului în România, așa cum s-a arătat mai sus, perfecționarea continuă a agregatelor și a tehnologiilor de lucru, precum si calificarea crescîndă a cadrelor de conducere și de execuție, a făcut posibilă următoarea dinamică a producției de oțel :

	1938	1948	1950	1955	1960
Producția totală, mii t	284	353	555	766	1 806
din care : oțel electric	11	19	31	87	197

În ultimii ani creșterea este și mai accentuată :

	1965	1966	1967	1968
Producția totală, mii t	3 426	3 670	4 088	4 751
din care : oțel electric, mii t	282	319	409	475
oțel de convertizor, mii t	—	—	—	346

Progresul realizat în creșterea importantă și rapidă a producției de oțel a fost însoțit și de o dinamică similară a productivității muncii în unități naturale. De exemplu, comparativ cu

anul 1960 considerat 100%, în continuare evoluţia a fost următoarea :

1960	1961	1962	1963	1964	1965	1966	1967	1968
100%	121%	134%	145%	158%	170%	178%	187%	200%

Dezvoltarea impetuoasă a producţiei de maşini şi utilaje, concomitent cu ridicarea nivelului tehnic al acestora, a impus siderurgiei lărgirea continuă a sortimentului de mărci de oţel şi creşterea proporţiei de oţeluri carbon de calitate şi aliate. Astfel, la o creştere de 1,8 ori a producţiei totale de oţel, în perioada 1956—1959 producţia de oţel de calitate a crescut de 2,3 ori, iar cea de oţel aliat, de 2,6 ori. În perioada 1960—1965 creşterea producţiei industriei constructoare de maşini şi, în consecinţă, şi a celei de oţel a avut un ritm şi mai rapid, în paralel cu îmbunătăţirea calităţii acestuia, pentru a rezista condiţiilor mai grele de lucru şi pentru a asigura o funcţionare mai îndelungată fără reparaţii accidentale şi înlocuiri repetate de piese.

Ca urmare, prin măsurile luate, în această perioadă producţia totală de oţel a crescut de 2,4 ori, cea de oţeluri de calitate — carbon şi aliate — de 5,8 ori (de la 190 mii t sau 13,4% din total la 1 100 mii t, reprezentînd 31,76% din total) din care creşterea producţiei de oţel aliat a fost de peste 3 ori, respectiv de la circa 60 mii t (4,2%) la 193 mii t (5,6%).

de cercetare, a îmbunătăţirii calităţii produselor, a propagandei tehnice etc.

Printre lucrările de investiţii se menţionează : extinderea oţelăriei electrice de la C.S.H. cu o capacitate de 130 mii t şi reconstrucţiile unor laminoare de profile grele de la C.S.H., de profile mijlocii şi uşoare de la C.S.R. şi de profile mijlocii-uşoare de la U.L. Brăila, construcţia oţelăriei şi forjei pentru oţeluri înalt aliate de la Tîrgovişte, precum şi întocmirea studiului tehnico-economic pentru unitatea nouă de oţeluri aliate. În prezent cea mai mare parte din aceste lucrări sînt executate, rămînînd doar cîteva pentru anul 1970.

Structura producţiei de oţel lingou realizată de M.I.M. în anii cincinalului, comparativ cu anul 1965, este prezentată în tabela 1.

O dată cu creşterea producţiei de oţel a avut loc şi lărgirea sortimentului şi îmbunătăţirea calităţii, respectiv a proprietăţilor de utilizare şi a gradului de omogenitate.

Pentru perioada 1971—1975, Directivele Congresului al X-lea al Partidului Comunist Român prevăd dezvoltarea rapidă în continuare a producţiei de oţel şi îmbunătăţirea substanţială a structurii acesteia, pentru o mai bună satisfacere a cerinţelor de metal ale economiei. În anul 1975 se vor produce 10—10,5 mil. t oţel, din care vor rezulta 7,2—7,5 mil. t laminate şi 1,0—1,1 mil. t ţevi. Şi pentru această perioadă, contribuţia principală la realizarea sarcinii îi

Tabela 1

Sortimentul	1965		1966		1967		1968	
	tone	%	tone	%	tone	%	tone	%
Carbon obişnuit	2 166 158	68,1	2 267 518	67,0	2 514 443	67,8	2 650 296	63,8
Carbon calitate	651 600	20,5	728 043	21,5	642 380	17,3	801 187	19,3
Carbon superior	130 233	4,1	114 531	3,4	170 720	4,6	138 853	3,3
Slab aliat	79 776	2,5	88 940	2,6	196 625	5,3	372 474	9,0
Aliat	151 048	4,8	184 539	5,5	184 832	5,0	189 022	4,6
Total	3 178 611	100	3 383 571	100	3 709 000	100	4 151 832	100
	Pe economie producţia de oţel aliat a fost :							
	193 000		236 000		277 000		316 000	

Ţinînd seamă de necesităţile mereu crescînde de oţeluri aliate ale economiei naţionale, s-a prevăzut, pentru anul 1970, o producţie de 510—545 mii t, respectiv o creştere de 2,65—2,84 ori faţă de anul 1965. Din cele 545 mii t oţeluri aliate, circa 480 mii t sînt destinate laminării pentru a se obţine circa 315 mii t laminate finite pline.

În scopul creerii condiţiilor necesare realizării nivelului stabilit la producţia de oţeluri aliate, M.I.M. a prevăzut o serie de măsuri atît pe linie de investiţii, cît şi în domeniul muncii revine Combinatului din Galaţi, unde va intra în funcţiune oţelăria nr. 2, care va ridica potenţialul acestuia la 4—5 mil. t oţel lingou.

Orientarea industriei constructoare de maşini spre utilaje de înaltă tehnicitate determină creşterea accentuată a producţiei oţelurilor de calitate şi îndeosebi a celor aliate, care trebuie să ajungă la 1—1,1 mil. t în 1975, astfel ca din ele să se obţină o gamă variată de sortimente de laminate în condiţiile sporirii eficienţei investiţiilor, ale creşterii productivităţii muncii şi reducerii cheltuielilor de producţie.

REALIZĂRI ÎN DOMENIUL PRODUCŢIEI DE LAMINATE PLINE ÎN PERIOADA 1944—1969

Ing. I. G. POPA
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 621—12 : 338.062

În cei 25 de ani de construcţie socialistă a României, în domeniul laminoarelor au fost obţinute succese remarcabile.

Faţă de anul 1938, producţia de laminate a crescut atingînd următoarele valori :

Anul	1938	1945	1948	1950	1955	1960	1965	1968
Laminate finite mii t	318,5	113,6*)	273,5	401,8	498,3	1 254,0	2 347,0	3 393,4

*) inclusiv ţevi.

La eliberarea României, sectorul laminoare, din punct de vedere constructiv, consta din unităţi relativ mici, de tip învechit. La cele 16 linii existente de profile şi tablă, producţia medie a fost de circa 15 000 t laminate finite pe an şi linie. În ceea ce priveşte vechimea constructivă, zece linii aveau o vechime de peste 30 de ani, iar restul — între 15 şi 30 de ani. Laminoarele erau lipsite de mecanizare, de paturi de răcire şi de cuptoare de încălzire suficiente. La toate acestea se adăuga starea necorespunzătoare a instalaţiilor pentru alimentarea cu apă industrială şi cu energie, a reţelei de căi ferate uzinale, a atelierelor mecanice etc.

Capacitatea de laminare a industriei siderurgice a sporit în ultimii douăzeci de ani atît prin reconstrucţia şi modernizarea laminoarelor existente, cît şi prin construirea unor mari laminoare moderne.

Pentru asigurarea prelucrării oţelului produs şi pentru producerea de laminate necesare tuturor ramurilor economiei naţionale precum şi pentru îmbunătăţirea structurii producţiei de laminate şi a calităţii acestora, începînd din 1949, o dată cu primele planuri anuale şi cincinale, s-a acordat o atenţie deosebită dezvoltării capacităţilor de producţie în sectoarele de laminoare prin noi construcţii, reconstrucţii şi modernizări.

La uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii a fost instalată în 1950 o linie de laminare pentru profile uşoare din oţeluri aliate, proiectată şi executată în ţară, cu o capacitate de circa 20 000 t/an produse finite.

Reconstrucţia, în anul 1955, a laminorului de platine de la uzinele „Oţelul roşu", la care capacitatea de producţie a crescut de la circa 70 000 t la peste 220 000 t/an, a făcut posibilă asigurarea laminoarelor de tablă subţire cu semifabricatele necesare. De asemenea, trebuie arătat că la aceeaşi uzină, în anul 1954, s-a mărit producţia de benzi laminate la rece prin montarea unui laminor cuarto la rece.

De altfel, o dată cu dezvoltarea producţiei de platine s-a impus creşterea capacităţilor de producţie la laminoarele de tablă subţire, ceea ce s-a realizat atît prin construcţia de noi linii la uzina din Galaţi, cît şi prin îmbunătăţirea instalaţiilor existente la uzinele „Oţelul roşu" şi „Ciocanul" — Nădrag. În acest mod s-a îmbunătăţit structura producţiei de laminate finite pline, crescînd ponderea de tablă subţire, care era un sortiment deficitar.

Începînd din anul 1957 au intrat în producţie trei linii noi de tablă subţire (cîte una în fiecare an) la uzina de tablă din Galaţi şi s-a reconstruit şi modernizat linia veche existentă la această uzină.

Noile linii de laminare, cu o capacitate de producţie de circa 30 000 t/an fiecare, au fost proiectate şi construite în mare parte în ţară.

La aceste laminoare s-au abandonat cuptoarele şi metodele vechi de încălzire, realizîndu-se pentru prima oară în România un ansamblu de generare a gazului de combustie şi unul de cuptoare automatizate cu vatră păşitoare din oţel refractar, pentru încălzirea platinelor şi a semilaminatelor destinate fabricării tablelor subţiri de înaltă calitate. Procesul de combustie este complet automatizat, asigurîndu-se temperaturile dorite şi o atmosferă uşor reglabilă pentru evitarea formării oxizilor. Procesul de încărcare a materialului în cuptor, transportul în cuptor şi evacuarea sînt complet mecani-

zate, ceea ce permite înscrierea ușoară a cuptoarelor în fluxul mecanizat al fabricației.

Prin modernizarea unor laminoare învechite, prin îmbunătățirea continuă a tehnologiei și prin eliminarea locurilor înguste, s-a obținut de asemenea mărirea capacității de producție. Astfel, în perioada 1950—1958, la laminorul de semifabricate și profile grele de 800 mm de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, ca urmare a construirii unor cuptoare adînci, a montării de macarale tehnologice, a trecerii la blumuri de format mare, a reconsiderării calibrajului și a îmbunătățirii planului de treceri, s-a sporit producția de semifabricate (țagle, blumuri), ajungîndu-se la circa 250 mii t/an semifabricate și profile grele.

La Reșița, în anul 1958, s-au adus îmbunătățiri în activitatea laminoarelor, prin construcția și intrarea în exploatare a cinci grupuri de cuptoare adînci moderne, pentru încălzirea lingourilor destinate laminării profilelor grele și tablelor groase, și a unui cuptor de propulsie pentru linia de profile mici.

O dată cu dezvoltarea producției de oțel, care a impus trecerea la lingouri cu greutate mai mare și la un număr mai restrîns de formate, capacitatea laminoarelor de profile grele a devenit insuficientă pentru a asigura în același timp și semifabricatele necesare celorlalte linii de laminare, ceea ce a determinat necesitatea instalării unui laminor de semifabricate și a unui laminor de profile grele la Combinatul siderurgic — Hunedoara, care a constituit începutul construirii unui sector nou de laminoare la Pești.

Capacitățile de producție pentru semifabricate și laminate finite pline grele au crescut prin construirea și darea în exploatare, la noul sector de la Hunedoara, în anul 1958, a unui laminor bluming de 1 000 mm și, în 1959, a unui laminor de profile grele și mijlocii de 650 mm.

Laminorul bluming de 1 000 mm, cu o capacitate inițială de 1,0—1,2 mil. t lingou/an, și ulterior de circa 2 mil. t/an, spre deosebire de instalațiile vechi, are o mecanizare maximă a întregului proces de fabricație. De asemenea, operațiile cu volum mare de lucru (sortarea șutajelor, evacuarea țunderului, manipularea blumurilor) sînt mecanizate. O instalație de control termotehnic și de reglare automată asigură desfășurarea în cele mai bune condiții a întregului proces de încălzire a lingourilor la cuptoarele adînci.

Pînă la instalarea și punerea sa în funcțiune, în România nu au existat decît laminoare degrosisoare pentru fabricarea semifabricatelor mici (țagle și platine) destinate laminării profilelor mici și a tablelor subțiri.

Laminorul de profile grele de 650 mm de la Hunedoara, cu o capacitate de 600—700 mii t/an, prelucrează în continuare blumurile din depozitul blumingului sau direct calde, în profile pline (rotunde, pătrate) și profile fasonate (corniere, profile I și U etc.).

În perioada 1948—1960, ca urmare a construirii noilor laminoare și a modernizării laminoarelor vechi, producția de laminate pline a crescut de la 273,0 mii t la 1 254,0 mii t, cele mai însemnate creșteri fiind obținute la semifabricate, profile grele și tablă subțire. Cu toate acestea, se constată o rămînere în urmă în ceea ce privește laminarea integrală a semifabricatelor și mai ales acoperirea cu sortimente a necesarului de profile ușoare, produse plate și sîrmă. Pentru înlăturarea acestei rămîneri în urmă și pentru satisfacerea cerințelor sporite de profile și de produse plate, după anul 1960 au intrat în producție noi laminoare moderne de mare capacitate, care s-au realizat prin extinderea sectorului Pești de la Combinatul siderurgic—Hunedoara și prin construirea Combinatului siderurgic — Galați, specializat pe produse plate.

La Combinatul siderurgic — Hunedoara au fost puse în funcțiune, în anii 1962—1963, patru laminoare continue: o linie de semifabricate, o linie combinată de profile mijlocii și benzi, o linie de profile mici și o linie de sîrmă. Capacitatea totală a acestor laminoare este de peste 2 000 mii t laminate finite/an. Aceste linii reprezintă primele laminoare continue din România, înregistrîndu-se astfel un salt calitativ important în acest sector siderurgic. Ele se relevă prin productivitățile ridicate, prin calitatea superioară și constantă a produselor și prin gradul avansat și complexitatea automatizării.

Linia continuă de semifabricate este prima linie de acest gen din lume, amplasată perpendicular pe axa de laminare a blumingului, legătura asigurîndu-se printr-o cale cu role în curbă. Această amplasare a liniei a făcut posibilă alimentarea comodă a liniilor finisoare cu țagle laminate direct din blumuri fără încălzire intermediară. Liniile finisoare sînt amplasate perpendicular pe linia de semifabricate și sînt paralele cu laminorul de profile grele de 650 mm.

Linia de profile mijlocii și de benzi este astfel amplasată, încît trenul de benzi poate fi mutat ulterior în altă parte, completîndu-se cu un tren pregătitor. Linia are un aranjament original, este prima de acest tip din Europa și chiar din lume, adică are trenuri continue amplasate în linie, spre deosebire de dispoziția clasică în zig-zag.

Linia continuă de profile mici are trenurile intermediare și finisoare duble, aranjate în două linii continue paralele. Acest aranjament modern face posibilă laminarea fără întrerupere, la un program variat, permițînd laminarea unui profil, în timp ce la unul din trenurile finisoare sau intermediare se schimbă cajele și se fac probele pentru a trece pe alt profil.

Pentru prelucrarea în blumuri a cantității sporite necesare noilor linii, s-a mărit capacitatea de producție a blumingului de la Hunedoara, pînă la dublarea sa, fără schimbarea agregatului de bază, prin îmbunătățiri în sectorul de încălzire și transport al lingourilor, precum și prin mărirea lingourilor și a secțiunii blumurilor.

Cu toate acestea, blumingul de 1 000 mm nu a putut prelucra întreaga producție a oțelăriilor de la Hunedoara, simțindu-se necesitatea măririi capacității de blumuire. Aceasta s-a realizat prin construirea și darea în exploatare, în 1968, a unui laminor bluming de 1 300 mm paralel cu cel existent, folosind aceeași secție de cuptoare pentru încălzirea lingourilor, cu o capacitate de 3 000 mii t/an. În acest caz blumingul de 1 000 mm a devenit disponibil și poate fi transferat la Reșița, pentru a rezolva problema degroșării de la acest combinat.

Datorită caracteristicilor tehnice și avantajelor economice și de calitate pe care le prezintă produsele laminate plate din oțel, în România a crescut considerabil consumul acestora și se extinde continuu domeniul lor de utilizare în toate ramurile producției industriale, în special în industria construcțiilor de mașini, în industria mijloacelor de transport (navale, rutiere, feroviare etc.), precum și la producția de țevi sudate și profile formate prin îndoire la rece.

Față de această tendință de creștere a consumului de produse plate, problema asigurării industriilor consumatoare de table groase și table subțiri, laminate la cald și la rece, la nivelul cerințelor tehnicii mondiale, s-a rezolvat prin construirea Combinatului siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej"-Galați, la care au fost puse deja în funcțiune un laminor de table groase (1967) și un laminor slebing (1968) și urmează să intre ulterior în producție un laminor de benzi la rece (1970) și un laminor de benzi la cald (1972). Laminoarele sînt caracterizate prin capacități mari de producție: slebingul va prelucra peste 4 000 mii t oțel lingou/an, laminorul de tablă produce circa 1 000 mii t/an, iar laminorul de benzi la cald va produce aproape 3 000 mii t/an.

Laminorul slebing de 1 150 mm prelucrează lingouri cu greutate mare (10—28 t) și produce o gamă largă de dimensiuni: cu grosimi de la 100 la 300 mm și cu lățimi de la 700 la 1 600 mm.

Laminorul de tablă groasă de la Combinatul siderurgic — Galați produce table într-un cîmp larg de dimensiuni; grosimi între 4 și 150 mm, lățimi între 800 și 3 000 mm și lungimi între 3 și 30 m. Laminorul prezintă o mare elasticitate în producție, putînd prelucra fie sleburi cu o greutate pînă la 14 t, fie lingouri cu o greutate pînă la 30 t.

Nivelul tehnic ridicat al procesului tehnologic și al instalațiilor garantează obținerea unor produse de înaltă calitate atît prin starea suprafeței și prin toleranțele restrînse, cît și prin structura omogenă și prin caracteristicile superioare ale tablelor.

Calitatea suprafeței tablelor este asigurată de: laminarea din sleburi controlate și curățate, încălzirea în cuptoare moderne cu un regim termic controlat, desțunderizarea mecanică în caje speciale — orizontale și verticale — și cu apă sub presiune, laminarea cu cilindri de calitate superioară, transportul tablelor pe căi cu role și pe paturi de răcire de construcție adecvată.

Toleranțele restrînse se obțin prin utilizarea cajelor cuarto, de construcție rigidă, cu diametre mari ale cilindrilor de sprijin, și prin automatizarea procesului de laminare.

Structura internă corespunzătoare se obține prin încălzirea și laminarea tablei după un regim bine stabilit, automatizat, prin tratamente termice adecvate și prin controlul cu metodele cele mai moderne.

Laminorul continuu de benzi la cald este în construcție și el va produce benzi late în rulouri de 1,2—12,0 mm grosime și 700—1 500 mm lățime, laminate din sleburi; o parte din acestea constituie produse finite, iar alta — semifabricate pentru laminorul de benzi la rece.

Laminorul de benzi la rece va produce benzi la rece laminate din rulouri, cu grosimi de 0,25 — 3,00 mm și lățimi pînă la 1 500 mm.

Secția de laminare la rece este prevăzută cu agregate continue de decapare, cu linii de laminare la rece formate din grupuri de caje, cu instalații de recoacere a benzilor în rulouri etc. Cu aceste agregate se va asigura realizarea de indici superiori atît din punct de vedere cantitativ, cît și din punct de vedere calitativ. Un rol important îl au agregatele de finisare, complet mecanizate și cu un înalt grad de automatizare, care execută, în flux, operațiile de tăiere, control, sortare, cîntărire și ambalare, asigurînd un control și o sortare obiectivă.

O dată cu dezvoltarea producției de laminate finite pline din oțeluri carbon a sporit și producția din oțeluri slab aliate și aliate, ajungînd în 1968 la 178 mii t față de 116 mii t în 1965. Creșterea a fost limitată însă din lipsa unor instalații și utilaje specifice acestor produse ca, de exemplu: cuptoare pentru răcire dirijată, cuptoare de tratamente termice, mașini de cojire și polizare, instalații de decapare și altele.

În anul 1968, la Combinatul siderurgic — Hunedoara a intrat în exploatare laminorul de profile de 800 mm reconstruit pentru producția de profile grele din oțeluri slab aliate și aliate. Acest laminor a fost dotat cu cuptoare adînci cu arzător lateral cu flacără lungă în potcoavă, similare cu cele de la blumingul de 1 300 mm, de la slebingul și laminorul de tablă groasă de la Galați, cu o instalație de frezat lingourile la cald, cu cuptoare cameră

Tabela 1

Sortimentul	mii tone						1968 față de 1948 (%)
	1948	1950	1955	1960	1965	1968	
Laminate grele	46,7	86,3	88,2	208,8	469,5	792,0	169,6
Laminate mijlocii	28,9	36,7	44,1	66,7	256,5	275,6	953,6
Laminate mici (inclusiv sîrmă)	108,2	176,6	248,4	392,0	860,5	1 017,1	940,0
Bandaje și discuri	18,1	16,2	20,9	30,4	32,7	33,9	187,3
Total profile	201,9	315,8	401,6	697,9	1 619,3	2 118,6	1 049,3
Table peste 4 mm	28,2	31,8	40,5	102,2	129,1	760,6	2 697,2
Table sub 4 mm	27,7	49,9	56,6	155,5	203,4	409,9	1 479,8
Total table	55,9	81,7	97,1	257,7	332,5	1 170,5	2 094,0
Total laminate finite pline	273,5	401,8	498,3	1 254,0	2 347,0	3 393,4	1 240,7

cu vatră mobilă pentru recoacere, cu instalații de sablat, cu mașini de cojit și polizat etc. Nivelul tehnic al utilajelor instalate corespunde celor mai exigente cerințe ale tehnicii contemporane și securității muncii, ceea ce contribuie la obținerea unor produse de calitate superioară.

Tot în anul 1968 a început reconstrucția și reutilarea laminoarelor de profile mijlocii și profile mici de la Combinatul siderurgic — Reșița, pentru laminarea oțelurilor aliate, prevăzute cu instalații adecvate acestei producții.

De asemenea, la începutul anului 1969 a fost pus în funcțiune laminorul de profile mici de la uzina „Laminorul" — Brăila, care a fost mecanizat și dotat cu cuptoare moderne de recoacere, cu instalații de curățat și polizat etc. Laminoarele de la Reșița și Brăila vor asigura acoperirea necesarului de profile mici și mijlocii din oțel aliat, prevăzut pentru anul 1970.

Se menționează că și în domeniul sîrmei de înaltă rezistență au existat preocupări de creșterea producției materializate prin laminorul continuu de sîrmă, în curs de montare la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii, la care se va realiza o precizie dimensională superioară și o economie de material metalic prin răcirea dirijată și controlată în instalațiile moderne, asigurîndu-se în același timp și un tratament termic primar prin utilizarea căldurii de laminare.

Succese importante s-au obținut și în ceea ce privește utilizarea laminoarelor, care au cunoscut o îmbunătățire continuă atît din punct de vedere extensiv, cît și din punct de vedere intensiv. Creșterea gradului de utilizare a capacității fiecărui laminor în parte și a întregii capacități de producție a sectorului laminoare din industria siderurgică a constituit și constituie un factor deosebit de important al creșterii producției de laminate.

Creșterea indicilor de utilizare a laminoarelor constituie o rezultantă a înfăptuirii planurilor de măsuri tehnico-organizatorice din secțiile de laminoare și a ridicării nivelului tehnic profesional al muncitorilor, tehnicienilor și inginerilor.

Îmbunătățirea structurii pe sortimente a producției de laminate finite pline constituie, de asemenea, un indicator important al schimbărilor calitative petrecute în sectorul laminoare din siderurgia românească. Creșterea producției de laminate, pe sortimente, se prezintă în tabela 1.

În același timp cu creșterea diferitelor sortimente de laminate s-a îmbunătățit și structura sortimentală, produsele plate sporind de la 20,4%, în 1948, la 34,5%, în 1968, din totalul de laminate finite pline, ca urmare a necesităților unor ramuri industriale ale economiei naționale.

De asemenea, numărul de sortimente a crescut o dată cu sporirea producției de laminate: în anul 1968 numărul total al sortimentelor standardizate de profile (rotund, pătrat, profile fasonate, lat și benzi) a fost de 962 față de 560 în 1955. Prin extinderea gamei sortimentale de laminate, laminoriștii au pus la dispoziția constructorilor de mașini, de utilaje și de construcții metalice un număr mai mare de sortimente, pentru a realiza produse cu economie de metal și de prelucrare. Pe lîngă extinderea gamei sortimentale a profilelor obișnuite (rotunde, pătrate, late etc.) și a profilelor fasonate produse la laminoarele reconstruite, modernizate și noi, s-au asimilat și alte profile noi, necesare diferitelor ramuri ale industriei ca, de exemplu: profil special pentru talpa șenilei, profil U pentru cărucior șenilă, profil longeron și oțel lat pentru tractoare; profil jantă, profil cercul roții și profil inel de închidere pentru camioane; profil clopot pentru armătură de mină; profil sigma pentru transport minier; profil cornier riflat, profil triplu cornier, profil obadă și profil șină de batere pentru mașini agricole; oțel beton cu profil periodic laminat la cald etc.

CREŞTEREA PRODUCŢIEI DE ŢEVI DIN OŢEL, FACTOR PRINCIPAL PENTRU PROCESUL DE INDUSTRIALIZARE

Ing. I. MOLDOVAN şi ing. A. CACINA
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 621.643 : 338.062

Unul din obiectivele importante ale dezvoltării siderurgiei româneşti este creşterea capacităţii de producţie a ţevilor din oţel, care la nivelul anului 1970 este prevăzută a fi de circa 800 000 t iar în anul 1975, de 1—1,1 mil. t.

În anul 1967, producţia mondială de ţevi din oţel a reprezentat circa 7,5% din totalul producţiei de oţel. Este prevăzut ca, la nivelul anului 1975, ponderea ţevilor din oţel din producţia de oţel a României să fie de circa 10%.

În figura 1 este prezentată dinamica creşterii producţiei de ţevi, comparativ cu producţia de oţel pe plan mondial.

Dinamica creşterii producţiei de ţevi din oţel pe plan mondial este continuu ascendentă, după cum rezultă din cifrele prezentate în tabela 1, România fiind pe locul 10 în ceea ce

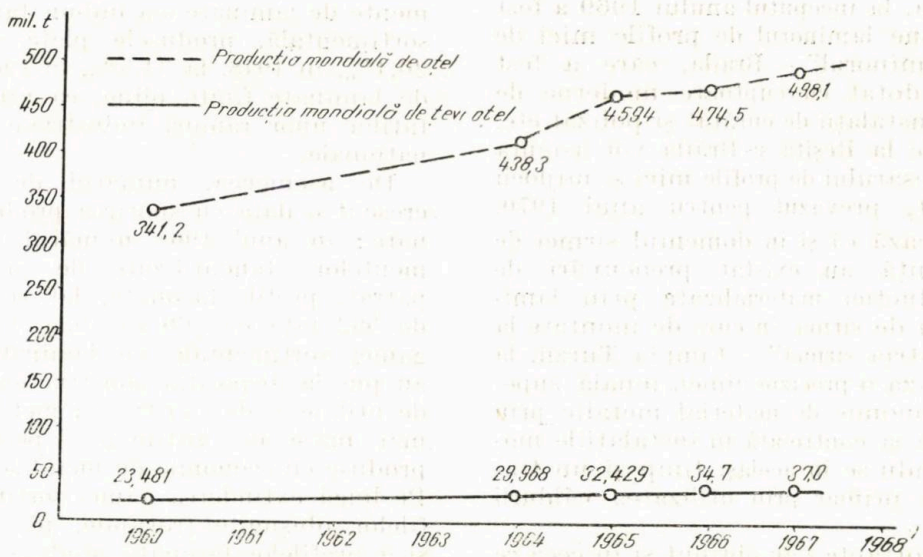


Fig. 1. Creşterea producţiei mondiale de ţevi comparativ cu producţia mondială de oţel.

Tabela 1

	1960		1964		1965		1966		1967	
	mii t	%	mii t	%	mii t	%	mii t	%	mii t	%
U.R.S.S.	5 805	24,7	8 124	27,1	8 950	27,1	9 905	28,5	10 708	28,9
S.U.A.	6 930	29,5	7 449	24,9	8 111	25,0	8 709	25,1	8 328	22,5
Japonia	1 179	5,0	2 851	9,5	3 146	9,7	3 521	10,1	4 462	12,1
R.F.G.	2 552	10,9	2 779	9,3	2 849	8,8	2 857	8,2	3 090	8,4
Italia	876	3,7	1 172	3,9	1 358	4,2	1 309	3,8	1 646	4,4
Franţa	1 064	4,5	1 258	4,2	1 305	4,0	1 309	3,8	1 476	4,0
Anglia	1 343	5,7	1 452	4,8	1 532	4,7	1 502	4,3	1 432	3,9
Alţi producători	3 732	16,0	4 883	16,3	5 178	16,0	5 588	16,2	5 858	15,8
Total	23 481	100	29 968	100	32 429	100	34 700	100	37 000	100

privește producția de țevi din lume. În figura 2 se prezintă dinamica producției de țevi a României, în perioada 1950—1969.

În perspectivă se prevede o continuă creștere a producției de țevi din oțel atît în România, cît și pe plan mondial, datorită descoperirii și dării în exploatare a noi zăcăminte de țiței și de gaze naturale și datorită folosirii pe scară tot mai largă a țevilor din oțel în construcția de locuințe, pentru conductele de apă, în industria construcțiilor de mașini, în industria chimică și rafinării, în industria alimentară, în construcții metalice din țevi din oțel etc.

Se poate remarca tendința spre dezvoltarea cu precădere a producției de țevi sudate din oțel. Astfel, față de producția de țevi sudate din oțel de circa 190 mii t realizată în România în anul 1968, reprezentînd 25% din totalul producției de țevi (fig. 2), se prevede ca în anul 1975 să existe capacități de producție de țevi sudate de circa 505 mii t anual, adică circa 50% din producția totală de țevi din oțel. Aceste capacități se vor realiza prin darea

— unitatea nouă de țevi sudate longitudinal, care va avea linii de sudură pentru țevi Ø 16—219 mm, cu o capacitate totală de circa 250 000 t/an.

Faptul că producția de țevi sudate din oțel are o pondere tot mai ridicată din totalul producției de țevi (fig. 3) se datorează avantajelor pe care le prezintă în raport cu fabricarea țevilor fără sudură, și anume: consum specific de metal mai redus; productivitatea muncii mai mare; greutatea utilajului, raportată la capacitatea producției, de două-trei ori mai mică decît la laminoarele de țevi fără sudură; obținerea de țevi cu dimensiuni mai precise, respectiv toleranțe mai restrînse; posibilitatea obținerii de țevi cu pereți mai subțiri în raport cu diametrul țevii.

Datorită acestor avantaje, prețul de cost al unor sortimente de țevi sudate din oțel este mai scăzut față de cel al țevilor care se fabrică în laminoarele fără sudură, aceasta făcînd ca, pentru anumite domenii de utilizare, să fie preferate țevile sudate.

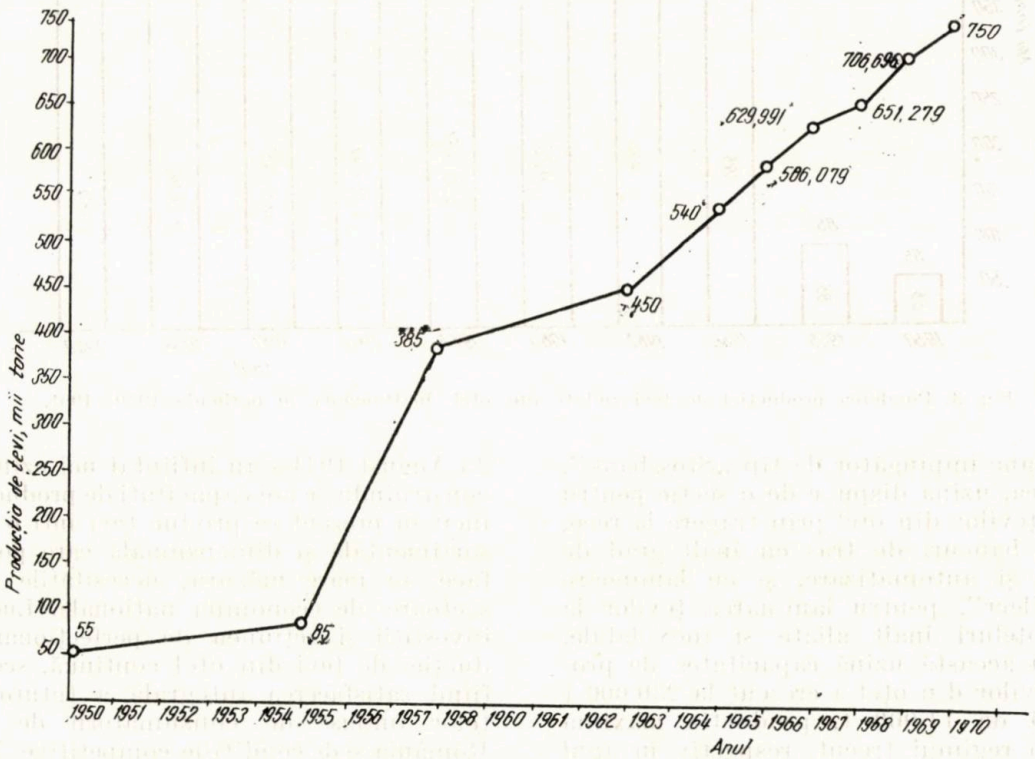


Fig. 2. Dinamica producției de țevi din oțel în România.

în funcțiune a noilor linii de țevi sudate ca, de exemplu:

— linia de sudare prin inducție, prin curenți de înaltă frecvență de la Uzina metalurgică — Iași (1970), cu capacitate de circa 25 000 t/an, în gama de dimensiuni Ø 17—76 mm;

— linia a III-a de țevi sudate elicoidal, la unitatea din București, cu capacitate de circa 35 000 t/an, în gama de dimensiuni Ø 420—1 400 mm;

În continuare se prezintă ponderea de țevi sudate din producția totală de țevi din oțel, în cîteva țări, la nivelul anului 1967:

R. F. G.	39,8%	U.R.S.S.	55,0%
Franța	63,0%	Japonia	75,3%
Italia	36,7%	S.U.A.	63,0%
Polonia	41,6%	România	26,3%
Cehoslovacia	29,2%		

În România, producția de țevi din oțel a început în anul 1938, cînd s-a construit Uzina de tuburi „Republica" din București (fostă Uzinele Malaxa). În prezent România dispune de importante capacități de producție pentru țevile din oțel, care vor fi prezentate în continuare.

La Uzina de țevi „Republica" din București se produc țevi din oțel fără sudură la două linii de laminare de tip „Stiefel" și la un laminor cu banc împingător de tip „Stossbank". De asemenea, uzina dispune de o secție pentru fabricarea țevilor din oțel prin tragere la rece, dotată cu bancuri de tras cu înalt grad de mecanizare și automatizare, și cu laminoare de tip „Pilger", pentru laminarea țevilor la rece din oțeluri înalt aliate și inoxidabile.

Astfel, la această uzină capacitatea de producție a țevilor din oțel a crescut la 230 000 t anual, față de 14 000 t, producția maximă realizată în regimul trecut, respectiv în anul 1943. Pe lîngă aceasta, numărul de sortimente și tipodimensiuni de țevi a crescut foarte mult, mergîndu-se continuu pe linia diversificării producției, în scopul satisfacerii nevoilor mereu crescînde ale economiei naționale. Această creștere de producție s-a realizat atît prin construirea de noi capacități de producție, cît și prin aportul de producție obținut prin inițiativa colectivului de muncă din uzină.

Gama de diametre de țevi din oțel fără sudură, care se produc la această uzină, este cuprinsă între 5 și 168 mm și acestea sînt destinate mai multor domenii de utilizare, ca: țevi pentru industria petrolieră, respectiv burlane de tubaj, țevi de extracție, prăjini de foraj, țevi pentru prospecțiuni geologice, țevi pentru cazane de abur, țevi pentru industria chimică și rafinării, țevi de precizie trase la rece, țevi pentru instalații de gaz, apă și abur etc.

În afară de extinderea și modernizarea uzinelor de țevi „Republica", în perioada de după

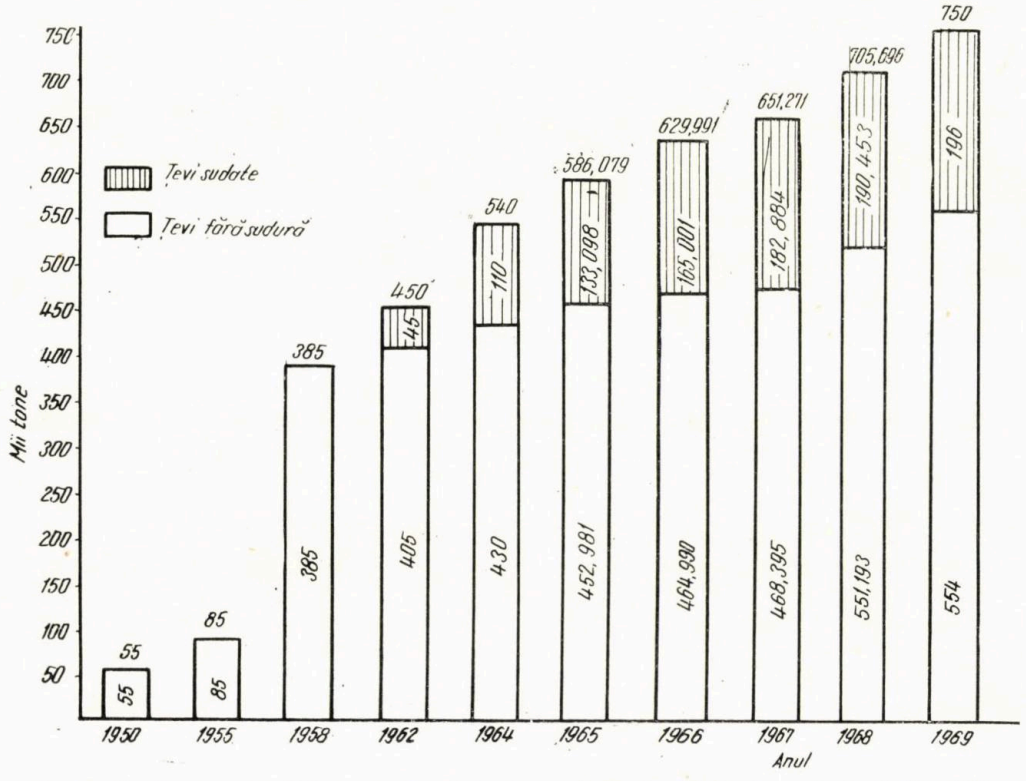


Fig. 3. Ponderea producției de țevi sudate din oțel, în România, în perioada 1950—1961.

23 August 1944 s-au înființat noi uzine de țevi, construindu-se noi capacități de producție astfel, încît în prezent se produc țevi într-o structură sortimentală și dimensională care poate satisface, în mare măsură, necesitățile diverselor sectoare ale economiei naționale. Lucrările de investiții și acțiunea de perfecționare a producției de țevi din oțel continuă, scopul final fiind satisfacerea integrală a tuturor exigențelor impuse de consumatorii de țevi din România și de condițiile competitive la export.

Astfel, în anul 1957 s-a pus în funcțiune, la Uzina de țevi — Roman, laminorul de țevi fără sudură de tip „Stiefel", de Ø 400 mm, cu o capacitate de circa 330 000 t/an, care produce țevi din oțel cu diametrul cuprins între 168 și 377 mm (limitele maxime constructive, Ø 127—405 mm). În prezent se află în construcție un nou laminor „Stiefel" de 6" (Ø 168 mm), cu o capacitate de circa 100 000 t/an, cu punerea în funcțiune în anul 1970. În afară de acestea, la această uzină se produc prăjini grele de foraj și prăjini pătrate

și hexagonale de antrenare pentru forajul sondelor, cu o capacitate de circa 8 000 buc/an.

Produsele tubulare ale Uzinei de țevi — Roman sînt destinate industriei petroliere (țevi de burlane de tubaj și țevi de conducte petroliere, prăjini grele de foraj ș.a.). De asemenea, se produc țevi de diverse dimensiuni și mărci de oțeluri pentru industria construcțiilor de mașini ca : țevi pentru conducte și pompe de noroi, țevi pentru racorduri, pentru tampoane de locomotivă etc.

Prin livrările efectuate la export, Uzina de țevi — Roman a devenit cunoscută în aproape toate țările socialiste și într-un mare număr de țări capitaliste din Europa, America de Sud și Africa. În scopul ridicării continue a prestigiului întreprinderii față de consumatorii de țevi din țară și din străinătate, se depun eforturi continue de către colectivul din Roman, pentru perfecționarea producției și realizarea de indicatori economici ridicați.

Producția de țevi sudate elicoidal a început, la Fabrica de țevi sudate — București, în anul 1960, prin darea în funcțiune a primei linii de fabricație urmată, în 1962, de darea în funcțiune a celei de-a doua linii, cu o capacitate de circa 65 000 t/an, în gama de dimensiuni Ø 419 — 1 020 mm. Aceste țevi sînt utilizate ca țevi pentru conductele magistrale de gaze naturale, pentru conducte de apă, de canalizare, pentru termoficări etc. O nouă linie de fabricație pentru țevi sudate elicoidal cu diametrul maxim de 1 400 mm, cu o capacitate de 35 000 t/an, este în curs de proiectare. Controlul sudurii acestor țevi se execută cu aparate Rœntgen și cu alte tipuri de aparate pentru controlul nedistructiv.

Modernizarea liniilor de țevi sudate elicoidal va permite ca nivelul calitativ al acestor produse să fie corespunzător standardelor de uz internațional, făcîndu-le competitive pe piața mondială.

În cadrul acțiunii de industrializare proporțională a tuturor regiunilor țării, a luat ființă Uzina metalurgică din Iași, care, începînd din anul 1963, produce țevi din oțel sudate longitudinal prin procedeul de sudură electrică prin rezistență. Capacitatea de producție actuală a uzinei este de 127 000 t/an, în gama de dimensiuni Ø 5—114 mm. În afară de cele trei linii de fabricație existente, sînt în curs lucrările de investiție pentru o nouă linie de țevi sudate longitudinal, prin procedeul de sudură electrică prin curenți de frecvență radio, cu o capacitate de 25 000 t/an.

Uzina este dotată cu o secție pentru fabricarea țevilor de precizie trase la rece și cu două linii pentru fabricarea profilelor îndoite din bandă de oțel, pentru construcții metalice și tîmplărie metalică.

Deși încă tînără, Uzina metalurgică — Iași s-a impus din punct de vedere economic, producînd țevi de instalații pentru gaz, apă și abur și alte țevi de conducte pentru diverse utilizări, cu un preț de cost mai scăzut decît cel al țevilor fără sudură.

Pentru a demonstra că țevile sudate aduc întreprinderii și, în mod nemijlocit, economiei naționale, importante beneficii, fiind mult mai rentabile decît țevile fără sudură, se poate face o comparație pornind de la două întreprinderi producătoare de țevi din oțel pentru instalații și construcții obișnuite.

Prețul de cost mai scăzut al țevilor sudate se datorează, în primul rînd, consumului specific mediu de metal, mai mic decît cel din cazul țevilor fără sudură la același sortiment și la aceeași gamă dimensională. Nu trebuie neglijat nici faptul că eficiența economică influențează pozitiv nu numai asupra întreprinderilor producătoare de țevi sudate, ci se resfrînge în același sens și asupra consumatorilor acestor țevi. Astfel, prin folosirea țevilor sudate se obțin mai mulți metri de țevi din aceeași cantitate de metal, deoarece grosimea peretelui țevii este în general mai mică — în limitele admise — decît în cazul țevilor fără sudură.

Importantele economii care se obțin prin fabricarea acestei categorii de țevi pot fi și mai mari, ele variind, în primul rînd, în funcție de procedeul ales pentru fabricarea țevilor sudate, de respectarea procesului tehnologic și de calitatea materiei prime întrebuințate.

De aici rezultă necesitatea ca tehnicienii și inginerii să-și însușească și să aplice cu consecvență procedeele cele mai moderne pe care se bazează dezvoltarea industriei metalurgice pe plan mondial.

Cu toate greutățile inerente începutului, colectivul de muncă al uzinei ieșene a reușit ca, în timp relativ scurt, să stăpînească procesul de producție, ridicînd nivelul calitativ al țevilor care sînt exportate în peste 20 de țări din Europa și din alte continente, fiind bine apreciate de cumpărători.

Ritmul susținut de industrializare a României precum și construcțiile de locuințe, termoficarea, lucrările de irigație ș.a., impun dezvoltarea în continuare a producției de țevi din oțel, prevăzîndu-se astfel, în planul de perspectivă, noi obiective destinate să satisfacă cît mai complet cerințele diverselor sectoare ale economiei naționale, cu țevi din oțel atît din punct de vedere cantitativ, cît și din punct de vedere calitativ, la un preț de cost în continuă descreștere.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Anuarul statistic al R.S. România, 1967.
[2] * * * Stahl und Eisen, nr. 9, mai 1968.
[3] * * * Bänder, Bleche, Rohre, nr. 11, 1967.
[4] * * * Bänder, Bleche, Rohre, nr. 12, 1967.
[5] * * * Hütte für Eisenhüttenleute, 1961, Edit. Stahl—Eisen, Düsseldorf.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN DOMENIUL TURNĂRII METALELOR

Ing. CI. ŞTEFĂNESCU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

CZ 621.74 : 338.062

Privind retrospectiv fabricaţia pieselor turnate, în perioada dinaintea celui de-al doilea război mondial, se poate spune că aceasta se caracteriza prin : producţie redusă (între 5 şi 6 kg piese turnate pe cap de locuitor) ; procese de fabricaţie în întregime nemecanizate (cîteva maşini de format izolate, la care amestecul de formare se alimenta cu lopata, reprezentau unica dotare cu maşini) ; calitatea producţiei scăzută, în special din punctul de vedere a proprietăţilor mecanice ale aliajelor turnate.

Turnătoriile de pe lîngă fabricile mai mari (UDR, Malaxa, Vulcan, Concordia etc.), puţine la număr, erau singurele care aveau o producţie mai regulată ; turnătoriile mici şi chiar mijlocii prezentau mari fluctuaţii de producţie în funcţie de comenzi, materii prime şi mînă de lucru.

Este evident că, în această perioadă, neavînd o industrie constructoare de maşini dezvoltată, producţia turnătoriilor existente, cu excepţia celor menţionate, se orienta îndeosebi asupra bunurilor de larg consum (plite, oale, grătare, maşini de tocat carne, sobe etc.), a pieselor de canalizare (tuburi de scurgere şi de presiune, piese de legătură) şi a pieselor de schimb pentru întreţinerea şi reparaţia utilajelor existente.

După naţionalizarea principalelor mijloace de producţie, şi în special o dată cu planurile cincinale, turnătoriile din România încep să fie dezvoltate sistematic ; apar primele linii mecanizate şi producţia de piese turnate creşte vertiginos.

Dinamica producţiei totale de piese turnate pe etapele importante de dezvoltare ale industriei din România se arată în figura 1. Din examinarea acestui grafic se observă două momente care marchează creşteri substanţiale ale producţiei, şi anume sfîrşitul primului cincinal, care punctează începutul mecanizării în turnătoriile din România (se montează linii complet mecanizate de mare productivitate) şi începutul cincinalului al doilea, caracterizat de asemenea prin instalarea masivă de linii mecanizate.

Producţia de piese bune turnate ajunge în 1965 la 35 kg/cap de locuitor.

Perioada dezvoltării mecanizării complexe a operaţiilor în turnătorii coincide cu punerea bazelor de fabricaţie a tractoarelor şi a autocamioanelor, cu dezvoltarea intensă a producţiei de maşini agricole etc. Fără aceste mecanizări nu se puteau, în nici un caz, atinge în timp atît de scurt producţiile menţionate.

După cum se vede din figura 2, la sfîrşitul anului 1965 industria de piese turnate dispunea de 31 linii de fabricaţie complet mecanizate care produceau 24,8% din totalul pieselor turnate (fig. 1).

La aceste mecanizări complexe au contribuit din plin şi utilajele româneşti a căror fabricaţie a fost însuşită şi care în această perioadă au intrat în producţia curentă. Astfel sînt cunoscute, în turnătorii, maşinile de format MF 11

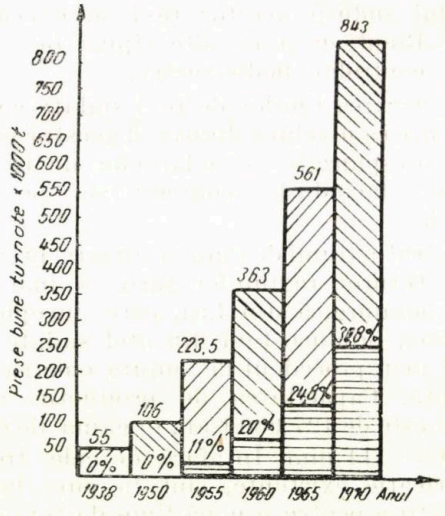


Fig. 1. Dinamica producţiei totale de piese bune turnate. Procentele reprezintă cota-parte de producţiei realizată pe linii mecanizate.

şi MF 13, apoi MF 22 şi MF 41 ca şi aruncătoarele centrifuge de amestec MF 52 şi MF 61 ; de asemenea, s-au însuşit mai multe tipodimensiuni de maşini de împuşcat miezuri, ca MI 2, MI 6,5 MI 25 etc.

Pentru atelierele de topire s-au construit cubilouri cu cocs (Ø 790 ; Ø 1 100), cu cocs şi gaz (Ø 600 ; Ø 800), cuptoare electrice cu curenţi de inducţie (cu capacitatea de 100 şi 3 500 kg) şi cuptoare cu rezistenţă pentru topit aliaje de

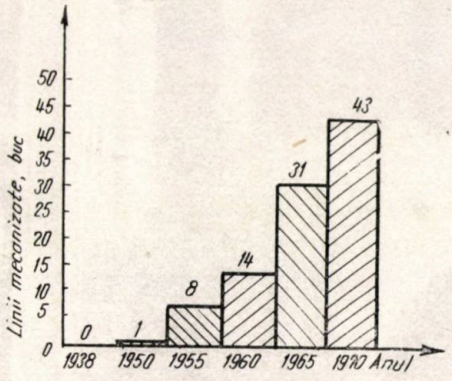


Fig. 2. Dinamica instalării de linii complet mecanizate în turnătorii.

antifricţiune. În toate cazurile, la proiectarea acestor cuptoare s-au avut în vedere soluţiile cele mai moderne, pentru a se obţine agregate de topire cu performanţe optime. În completare, s-au executat utilaje moderne de curăţare a pieselor turnate, folosind proiectarea jeturilor de alice cu turbină sau cu aer comprimat, ca : tunele de curăţare, camere de curăţare, instalaţie de curăţare cu bandă, instalaţie de curăţat piese mari, instalaţie de curăţare prin hidrosablaj etc.

Paralel cu aceste maşini şi utilaje de bază s-au mai executat maşini şi instalaţii auxiliare ca : dezbătătoare de diverse capacităţi, instalaţii de preparare a amestecurilor de formare simple şi complexe, diverse cuptoare de uscare pentru forme şi miezuri, conveioare de transport subteran şi aerian.

Deşi numărul de tipodimensiuni de maşini şi instalaţii de turnătorie care se fabrică azi în România este destul de mare, este totuşi departe de a acoperi necesarul turnătoriilor în continuă dezvoltare.

Concomitent cu dezvoltarea capacităţilor turnătoriilor, în anii cincinalelor s-au înregistrat remarcabile progrese în tehnologiile de fabricaţie a pieselor turnate.

Astfel, plecînd de la metodele clasice de formare (pe bază de amestecuri crude sau uscate cu lianţi naturali) s-a trecut, rînd pe rînd, la amestecuri de formare termoreactive (pe bază de răşini fenolformaldehidice) care au permis execuţia formelor coji, la amestecuri cu sticlă solubilă întărite cu CO_2 sau cu adaosuri speciale pentru turnarea de precizie. În ultimii ani s-au studiat şi s-au pus la punct amestecuri de formare autoîntăritoare atît pe bază de răşini furanice (amestecuri granulare), cît şi pe bază de sticlă solubilă şi ciment + detergent (amestecuri fluide). Stadiul cercetării amestecurilor fluide autoîntăritoare plasează România pe un loc fruntaş între ţările care aplică acest procedeu. În turnătoriile de performanţă (piese mari) s-au introdus amestecuri de formare pe bază de cromit.

Răspîndirea acestor metode s-a făcut în timp, în funcţie de specificul turnătoriilor, de posibilităţile de însuşire şi de economicitatea procedeului.

Aşa, de pildă, cu toate calităţile deosebite ale amestecurilor termoreactive cu novolac, datorită preţului ridicat al răşinii, formarea în coji se rezumă la turnarea unui număr redus de repere în industria de auto şi tractoare şi a cîtorva repere izolate din celelalte industrii. În schimb, amestecurile cu sticlă solubilă întărite cu CO_2 cunosc o foarte mare răspîndire în toate turnătoriile de oţel (piese mijlocii şi mari), de unicate şi serii mici, cu toate deficienţele procedeului legate de dezbaterea anevoioasă a miezurilor executate din aceste amestecuri. Utilizarea acestor amestecuri de formare în turnătoriile de fontă este mai modestă.

Amestecurile fluide cu sticlă solubilă şi ciment+detergent îşi fac loc din ce în ce mai insistent, în turnătorii, cîştigînd rapid un teren solid la fabricarea lingotierelor.

Folosirea amestecurilor cu cromit a permis realizarea unor piese din oţel turnat de 130 t/buc. greutate brută (200 t oţel lichid turnat în formă), ceea ce constituie un succes de prestigiu (fig. 3).

În ce priveşte calitatea aliajelor turnate trebuie subliniat că s-au pus bazele industriale fabricaţiei de fontă maleabilă : fontă maleabilă feritică (cu performanţă : $R \geqslant 40$ kgf/mm² şi $A \geqslant 15\%$) şi fontă maleabilă perlitică (cu performanţă : $R \geqslant 60$ kgf/mm² şi $A \geqslant 2\%$) ; nivelul calitativ atins în fabricarea fontelor maleabile depăşeşte sau se situează la partea superioară a standardelor ţărilor cu industrie avansată.

Fonta cenuşie se toarnă curent în calităţi superioare (Fc 25 şi Fc 30) atît pentru fabricarea maşinilor-unelte, cît şi pentru alte produse.

O serie de turnătorii şi-au însuşit fabricaţia pieselor din fontă cu grafit nodular atît cu structură feritică ($A \geqslant 18\%$), cît şi cu structură perlitică ($R \geqslant 70$ kgf/mm²), din care se execută în prezent piese de serie pretenţioase (arbori cotiţi, carcase, corpuri de pompe, cilindri de laminor, lingotiere etc.).

Răspîndirea insuficientă, din punct de vedere cantitativ, a fontelor modificate cu grafit lamelar şi a fontelor cu grafit nodular este determinată de dificultatea procurării prealiajelor şi a modificatorilor corespunzători şi, în unele cazuri, de lipsa unor utilaje (cuptoare electrice de elaborare şi cuptoare de recoacere pentru Fgn).

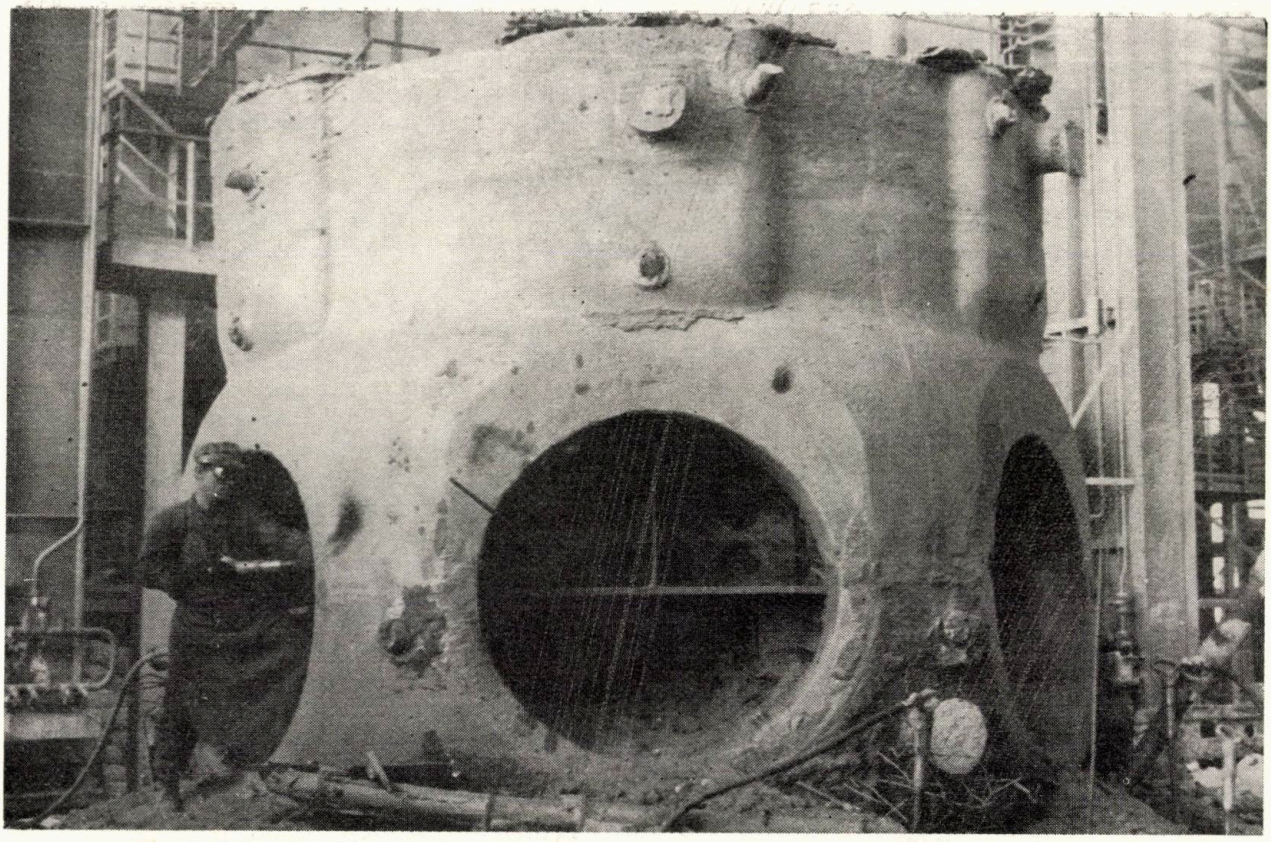


Fig. 3. Butucul turbinei Kaplan (176 MW) turnat din oţel la Uzina de maşini grele — Bucureşti. Greutatea brută — 130 t.

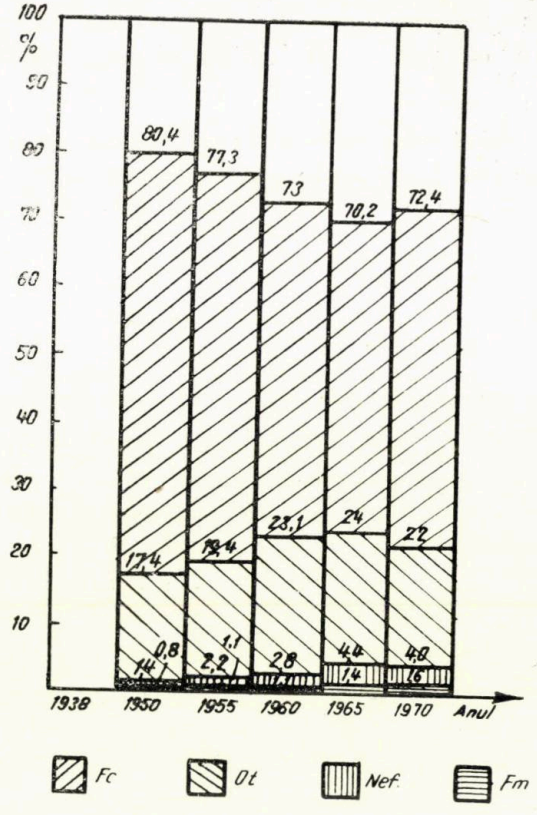


Fig. 4. Evoluţia procentuală a ponderii diverselor aliaje turnate în piese.

Din această cauză, cota-parte din piesele turnate din oţel, din totalul pieselor turnate în România, este încă foarte mare. Din figura 4 se vede evoluţia nefavorabilă a cantităţii pieselor turnate din oţel în dauna pieselor turnate din fontă cenuşie cu grafit lamelar sau nodular.

Este evident că, în vederea schimbării acestui raport nefavorabil între fonta turnată şi oţelul turnat, trebuie să se acţioneze în toate direcţiile : proiectare, tehnologie de fabricaţie şi investiţii.

Oţelul turnat s-a dezvoltat nu numai din punct de vedere cantitativ ci şi calitativ. În prezent se toarnă o gamă foarte largă de oţeluri aliate, inclusiv înalt aliate (refractare şi anticorozive). Din astfel de oţeluri s-au turnat şi piese de mare responsabilitate şi dificultate tehnică, cum sînt, spre exemplu, paletele turbinei Kaplan de la Porţile de Fier, de 22 t/buc. (fig. 5).

Dezvoltarea industriei navale, a construcţiilor de locuinţe (piese sanitare), a industriei alimentare, a construcţiilor de automobile etc. au dus, cum era şi normal, la o creştere substanţială a producţiei de piese turnate din aliaje neferoase. Această creştere se reflectă şi în evoluţia ponderii aliajelor neferoase turnate în piese (fig. 4).

De remarcat turnarea din aliaje de cupru a elicelor de nave pentru cargourile mari, executate de şantierele navale, din aliaje de aluminiu

a carterului motorului de 700 CP, a sutelor de mii de pistoane din silumin şi altele. Totuşi volumul pieselor turnate din aliaje de aluminiu nu este proporţional nici cu resursele de materii prime şi nici cu posibilităţile tehnice.

Este de remarcat excelenta tehnologie însuşită la turnarea cuzineţilor din bronz cu plumb, cu care acum se acoperă necesarul unei mari game de motoare fabricate în România. Această evoluţie deosebită a turnătoriilor s-a concretizat, pe lîngă acoperirea necesarului de piese cerut de industriile economiei, şi prin formarea unor cadre de buni specialişti atît pe tărîmul producţiei, cît şi în direcţia cercetării ştiinţifice şi a proiectării de utilaje. Învăţămîntul tehnic de toate gradele şi îndeosebi cel universitar şi-a avut o hotărîtoare parte de contribuţie.

Pentru a sfîrşi scurta trecere în revistă a evoluţiei producţiei de piese turnate, mai trebuie subliniat că, deşi cu spaţiu limitat, datorită domeniului mare pe care trebuie să-l acopere, revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini" şi mai tîrziu „Metalurgia" (în forma de azi) au făcut loc în cea mai mare măsură articolelor, studiilor, recenziilor etc. privind activitatea din turnătorii, din institute şi din străinătate.

În continuare se prezintă direcţiile pe care trebuie să se înscrie munca specialiştilor în turnătorie, în anii care urmează. Din punct de vedere al volumului producţiei de piese turnate, în primul an al cincinalului viitor (1971) se va depăşi producţia de 1 mil. t piese bune turnate, cu tendinţa ca în 1975 să se treacă de 1,4 mil. t piese bune turnate. Acest volum de producţie este determinat de nevoile în dezvoltare ale industriei. Atingerea acestor cifre cere realizarea unor turnătorii de mare anvergură, unele fiind în curs de construcţie ca: turnătoria de fontă a Uzinelor de autocamioane — Braşov, turnătoria de fontă a Uzinei metalurgice — Bacău, turnătoria de fontă a Uzinei de pompe — Bucureşti, sau prin dezvoltarea unor turnătorii vechi la capacităţi substanţial mărite ca: turnătoria de oţel a U.U.P. — Tîrgovişte, turnătoriile de fontă şi oţel ale Uzinei „23 August" — Bucureşti, turnătoria de oţel a U.C.M. — Reşiţa şi altele.

Atît în turnătoriile noi, cît şi în cele ce urmează a fi dezvoltate, se prevede o echipare cu maşini şi instalaţii de înaltă productivitate, în cea mai mare parte executate de către uzinele industriei constructoare de maşini.

Linia principală a dezvoltării va trebui să tindă spre înlocuirea treptată a turnătoriilor mici neproductive, cu tehnicitate redusă, prin capacităţile noi create în marile turnătorii. Va fi binevenită în această etapă apariţia fabricilor de piese turnate, unităţi independente, cu producţie finită exclusiv de piese turnate.

Fig. 5. Paletă turnată din oţel cu 13% Cr pentru turbina Kaplan (176 MW) de la Porţile de Fier.

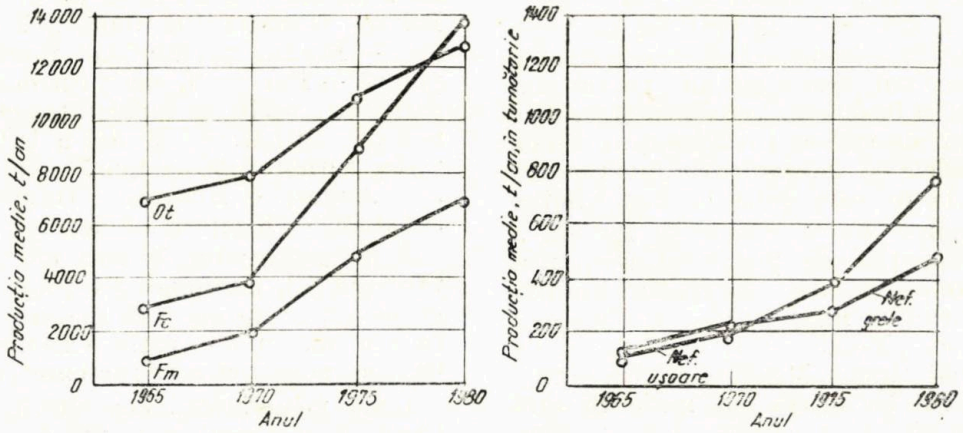
Fără nici o îndoială că dezvoltarea în continuare a producției de mașini de turnătorie, prin mărirea sortimentului și a nivelului fabricației, apare ca o necesitate și trebuie să i se acorde cea mai mare importanță.

În mod estimativ se arată în graficul din figura 6 cum vor putea evolua producțiile medii anuale de piese bune, turnate, pe turnătorii, în etapele următoare de dezvoltare.

România există, în prezent, o bază solidă de fabricație a aluminiului metalic în lingouri;

— să se perfecționeze și să se introducă pe scara cea mai largă amestecurile autoîntăritoare granulare și lichide, ceea ce va permite mărirea preciziei de turnare a pieselor mijlocii și mari;

— să se introducă, în cele mai multe turnătorii, tehnica de fabricare a fontelor cu grafit



a *b*

Fig. 6. Evoluția posibilă a producției medii anuale pe turnătorii:
a — aliaje feroase; *b* — aliaje neferoase.

Pentru crearea condițiilor primordiale de perfecționare a tehnologiilor din turnătorii, este necesar ca:

— să se dezvolte și să se perfecționeze baza de materii prime și auxiliare, prin îmbunătățirea continuă a fontei brute de turnătorie (inclusiv producerea unei fonte cu Mn scăzut), prin înființarea unui sector de fabricație pentru modificatori, inoculanți, dezoxidanți (pentru aliaje neferoase), amestecuri exotermice, adaosuri de rafinare etc.;

— să se cerceteze, să se experimenteze și să se introducă în practica turnătoriilor o gamă largă de aliaje de aluminiu, cu performanțe speciale, cunoscînd că în Republica Socialistă

nodular și a fontelor cenușii de calitate superioară (folosind modificatori românești), ceea ce va permite proiectanților să dimensioneze piesele mai economicos și, în multe cazuri, să înlocuiască piesele din oțel turnat cu piese din Fgn sau Fc;

— cu ajutorul institutelor de cercetare să se lărgească gama de aliaje turnate feroase și neferoase, urmărind continuu obținerea de performanțe optime cu minimum de cheltuieli;

— să se activeze prin toate mijloacele și la toate nivelele perfecționarea tehnico-științifică a personalului care lucrează în turnătorii; în această direcție aportul institutelor de învățămînt superior și al institutelor de cercetare va putea fi decisiv.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN DOMENIUL TRATAMENTULUI TERMIC AL OŢELURILOR

Ing. C. IONESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Ing. I. BURCIOIU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

CZ 621.785 : 669.14

Ritmul dezvoltării şi perfecţionării operaţiilor de tratament termic este dictat de folosirea economică şi superioară a oţelului, de supleţea construcţiilor metalice, de complexitatea solicitărilor organelor de maşini, de competitivitatea tuturor parametrilor realizaţi de fiecare construcţie în parte. Dezvoltarea tratamentului termic într-o etapă este legată în final şi de înţelegerea importanţei lui în asigurarea unor produse de calitate superioară şi competitive.

Tratamentul termic al oţelurilor poate fi diferenţiat de la început în tratamentul produselor siderurgice şi tratamentul pieselor în construcţiile de maşini.

Tratamentul termic al produselor siderurgice

Produsele siderurgice sînt supuse tratamentului termic de foarte mult timp fie ca tratament primar pentru înmuierea oţelului în vederea prelucrării uşoare pe maşini sau de omogenizare (de exemplu oţelurile pentru rulmenţi, scule, arcuri etc.), fie ca tratament final în vederea obţinerii valorilor caracteristicilor mecanice de utilizare (materialul tubular pentru foraj, sîrme, oţelul beton de mare rezistenţă pentru betonul precomprimat, tabla subţire, tabla groasă pentru construcţiile metalice şi navale, ţevile, bandajele şi roţile pentru materialul rulant de cale ferată, şina de cale ferată etc.).

În România se poate vorbi despre un tratament termic al produselor siderurgice numai în ultimii 20 de ani şi în special în ultimul deceniu cînd, paralel cu creşterea producţiei de oţeluri, a producţiei de laminate, de toate tipurile, s-a dezvoltat şi tratamentul termic al lor. La baza activităţii de proiectare, în domeniul tratamentelor termice, pe lîngă realizările din străinătate au stat şi rezultatele activităţii de cercetare ale colectivelor de specialitate din ICEM, I.C.T.C.M., C.C.M. al Academiei R.S.R., Baza de Cercetări a Academiei R.S.R. de la Timişoara, Institutele politehnice de la Bucureşti, Cluj, Timişoara, Braşov, precum şi rezultatele colectivelor de cercetare uzinale.

Enumerarea sumară a unor realizări arată preocuparea pentru dezvoltarea tratamentului termic al produselor siderurgice în vederea valorificării superioare a oţelului.

Tratamentul termic de recoacere şi normalizare se execută aproape în toate combinatele şi uzinele industriei metalurgice. Acestea se deosebesc de la produs la produs, de la combinat la combinat, în funcţie de scopul urmărit şi de agregatele cu care au fost dotate în vederea realizării lor.

La C.S.H. sînt puse în funcţiune cuptoare cu vatră mobilă, la C.S.R., pe lîngă cuptoarele cu vatră mobilă, au fost puse în funcţiune un mare număr de cuptoare electrice cu clopot la care încălzirea produselor se realizează după program iar temperatura se măsoară cu aparate de clasă 0,5. La „Oţelul roşu'' sînt în funcţiune diverse tipuri de cuptoare, printre care unele cu atmosferă controlată, pentru tratamentul termic al benzilor laminate la rece, al tablei subţiri, al barelor trase. La Cîmpia Turzii este dezvoltată o bază puternică pentru tratamentul termic intermediar sau final, sînt puse în funcţiune cuptoare pentru patentare în băi de săruri şi în băi de metale topite, cuptoare clopot cu depresiune pentru recoacerea sîrmei, o linie continuă de tratament termic (călire + revenire) în atmosferă controlată a oţelului pentru carde etc. La „Laminorul'' — Brăila s-a construit un cuptor cu role pentru recoacerea sau normalizarea profilelor mijlocii şi uşoare.

La Uzina de ţevi — Roman există instalaţii pentru tratamentul de îmbunătăţire a capetelor de la prăjinile grele de foraj, cuptoare pentru normalizarea pe toată lungimea materialului tubular pentru foraj, iar la Uzina metalurgică — Iaşi, instalaţii moderne pentru recoacerea în atmosferă controlată a ţevilor şi a altor produse etc.

Deosebit de importantă este realizarea unei moderne linii de tratament termic în flux continuu sau de la rece a tablei groase din oţel carbon şi slab aliat la Combinatul siderurgic din Galaţi. Tratamentele termice care

pot fi realizate, cu rezultate deosebit de bune, pe această linie tehnologică, sînt recoacerea, normalizarea, călirea și revenirea. Pentru recoacere și normalizare se pot trata table cu dimensiunile de pînă la 3 150 × 30 000 mm, cu grosimea de 6—40 mm. Pot fi supuse călirii și revenirii table lungi pînă la 15 m, cu planarea tablelor din căldura de revenire.

Linia de tratament (fig. 1) este formată dintr-un cuptor cu role cu spațiul util lat de 3,15 m și lung de 94 m, împărțit în nouă zone de încălzire cu reglarea automată și independentă a temperaturii în fiecare zonă, de la 600 la 930°C.

Viteza de deplasare prin cuptor a tablelor variază de la 1 pînă la 15 m/min, cu posibilitatea măririi vitezei de scoatere din cuptor a tablelor pe ultimele două zone (zonele 8 și 9), pînă la 40 m/min. La ieșirea din cuptor este amplasată o instalație de călire (presă de călire) prin răcire cu jeturi de apă la presiunea de 6 kgf/cm². Călirea se realizează cu un ciclu reglat automat, asigurîndu-se o răcire continuă, pe ambele fețe ale tablei, pe o durată de maximum 120 s, timp în care tabla de cea mai mare grosime (40 mm) se răcește pînă la temperatura ambiantă. Viteza de răcire variază în funcție de grosimea tablei și de compoziția chimică a oțelului, rezultatele călirii fiind în concordanță directă cu acești parametri (tabela 1).

Se menționează, spre exemplificare, că o tablă cu grosimea de 20 mm din oțel slab aliat se răcește de la 920 la 500°C (sub cotul perlitic al diagramei TTT) în 5 s, deci cu o viteză de peste 80°C/s, obținîndu-se în aceste condiții, la călirea tablelor din oțel slab aliat, o structură bainito-martensitică. La călirea tablelor mai subțiri, viteza de răcire este mai mare și se obține o structură martensito-bainitică. Instalația și aparatura de măsurare și reglare automată a temperaturii asigură menținerea temperaturii programate în fiecare zonă a cuptorului cu o precizie de ± 5°C.

Prin caracteristicile tehnice și performanțele care se pot obține, această linie tehnologică de tratament termic se situează printre cele mai moderne din Europa, putînd asigura executarea celor mai complicate cicluri tehnologice impuse. De exemplu, pe această instalație se realizează regimuri cu viteze mari, de peste 50°C/min pentru anumite grosimi, viteze recomandate pentru obținerea unei structuri cu grăunte fin, respectiv a unei valori superioare a caracteristicilor dependente de mărimea grăuntelui și în special a limitei de curgere, a cărei valoare este în funcție de diametrul grăuntelui, conform relației lui Petch [1]:

$$R_{0,2} = R_0 + K_\mu d_\gamma^{-\frac{1}{2}},$$

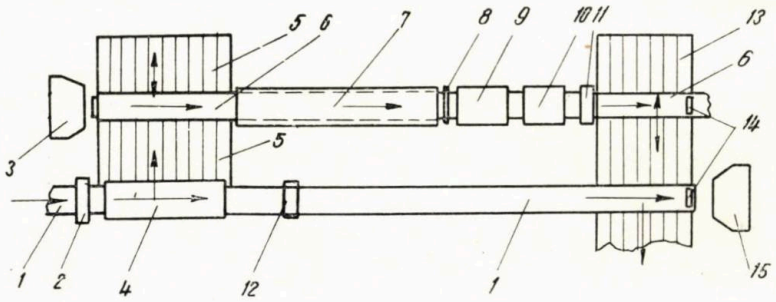


Fig. 1. Schema liniei tehnologice de tratament în flux continuu al tablelor groase :

1 — cale cu role transportoare de la laminor ; *2* — foarfeca de șutat tablă ; *3* — cabină de comandă ; *4* — dușuri pentru răcire ; *5* — pat de răcire și alimentare cuptor tunel ; *6* — cale cu role ; *7* — cuptor cu role ; *8* — ecran ; *9* — presă de călire ; *10* — dușuri de răcire ; *11* — mașină de planat după tratament ; *12* — mașină de planat ; *13* — pat de răcire ; *14* — opritor ; *15* — cabină pentru dirijarea tablei tratate sau în stare laminată.

Tabela 1

Marcaj	Compoziția chimică, %	Tratamentul aplicat	Valorile caracteristicilor mecanice*					Structura
			R, kgf/mm²	R_C, kgf/mm²	A_5, %	Z, %	KCU-L/30 la — 40°C kgfm/cm²	
9 938—1	C = 0,10	Normalizare	54	34	23	40	4,1 ; 4,1	Ferită + perlită
—2	Mn = 1,45	T = 920° C, 50 min, răcire în aer	54	33	24	39	3,6 ; 4,3	
9 314—4	Si = 0,88	Călire	75	—	15	32		Martensită ⩾ 70 % Bainită ⩾ 30 %
—7	S = 0,016	T = 920°C, 50 min, răcire în apă la 6 at, 40s	73	—	18	37	5,0 ; 5,3	
9 164—1	P = 0,022	Idem + revenire	64	50	26	52	9,0 ; 10,0	Sorbită cu păstrarea orientării
—2	Cu = 0,20	la 680°C, 80 min, planare la 680°C	66	52	24	52	8,8 ; 8,8	

* Valorile impuse : R = 54—66 kgf/mm² ; $R_C \geqslant 40$ kgf/mm² ; $A_5 \geqslant 19\%$; $Z \geqslant 50\%$; $K \geqslant 5$ kgfm/cm².

în care : d_γ este mărimea grăuntelui austenitic ;

K_μ — coeficientul de corecție pentru conținutul de carbon.

Preocuparea pentru dezvoltarea în viitor a tratamentului termic al produselor siderurgice în România este concretizată prin investițiile prevăzute pentru dotarea în continuare a uzinelor cu utilaje moderne și pentru lărgirea bazei de cercetare a tehnologiilor de tratament termic. La ICEM este în curs de construire o stație pilot pentru experimentarea tratamentului termic în flux continuu sau discontinuu a unor produse siderurgice de mare importanță economică, printre care material tubular pentru foraj adînc, oțel de mare rezistență pentru construcții de beton precomprimat, tablă silicioasă pentru construcții electrotehnice etc.

În vederea creării unei baze materiale puternice în industrie, sînt în curs de realizare diferite utilaje, printre care : cuptoare cu vatră pășitoare pentru tratamentul termic de normalizare, pentru călirea și revenirea materialului tubular destinat forajului adînc sau construcțiilor navale, cuptoare de normalizare în flux, cuptoare clopot cu atmosferă controlată pentru benzi laminate la rece, linii tehnologice pentru tratamentul de îmbunătățire a semifabricatelor din oțeluri înalt aliate etc.

Pentru rezolvarea în viitor a cerințelor dezvoltării și perfecționării tratamentului termic al produselor siderurgice, trebuie ținut seamă de tendințele actuale de realizare a complexului caracteristicilor de utilizare la valorile cele mai mari. În această direcție se pot enumera :

— Laminarea controlată (controlul temperaturii vitezei și gradului de deformare la ultima trecere), cuplată cu condițiile de răcire ulterioare.

— Tratamentul termomecanic în domeniul austenitei stabile, care asigură un plus pentru limita de elasticitate, de circa 20 kgf/mm², menținînd proprietățile de plasticitate și de tenacitate la același nivel sau, în unele cazuri, chiar cu îmbunătățirea acestora în comparație cu cele obținute după călire și revenire.

— Aplicarea de viteze mari de încălzire prin inducție, în băi de săruri, cu radianți sau chiar cu gaze, se impune ca un factor tehnologic important care modifică valorile caracteristicilor mecanice dependente de mărimea grăuntelui feritic și grăuntelui real austenitic pe fondul căruia primul se formează la transformarea $\gamma \rightarrow \alpha$.

— Tratamentul izoterm ca mijloc de realizare a structurilor ușor prelucrabile ulterior fie mecanic, fie prin deformare, sau ca mijloc care asigură structurile care conferă produselor caracteristicile de utilizare.

Nu trebuie pierdută din vedere importanța pe care o prezintă tratamentul în flux continuu al produselor siderurgice — în special cel al tablelor groase — privind călirea în mașina cu role (baterii de călire formate din instalații de tipul mașinilor cu role pentru îndreptat tablă).

Tratamentele termice în construcția de mașini

O dată cu dezvoltarea industriei constructoare de mașini, în ultimii 25 de ani în România s-au realizat progrese de mare importanță în domeniul tratamentului termic. Toate atelierele de tratamente termice s-au dezvoltat și s-au dotat cu utilaje moderne, s-au construit noi ateliere ; s-au introdus operații de tratament termic în fluxul de fabricație. În ultimii ani, la multe uzine s-au abandonat atelierele vechi de tratament termic și s-au construit ateliere noi, dotate cu cele mai moderne utilaje și aparate de pe piața mondială.

Unele procedee tehnologice cu utilajele respective au marcat mai multe etape de modernizare ; ca exemple se pot prezenta etapele de modernizare ale procedeelor de călire superficială și de cementare, cu următoarele evoluții :

În perioada 1946—1953 s-a aplicat, la arborii cotiți pentru tractoare și autocamioane precum și la un număr mare de alte piese, călirea superficială la flacără de gaz metan. De remarcat mașina de călit arbori cotiți, realizată la uzina „Tractorul", cu arzătoare și dispozitive de răcire pentru fiecare fus palier și maneton și cu viteza de rotație a arborelui variabilă, în funcție de neuniformitatea masei metalice. Prin trecerea de la arborii cotiți îmbunătățiți sau cementați la arborii călîți superficial la flacără de gaz metan s-a realizat un progres tehnico-economic însemnat.

Cu toate acestea, în anul 1953, s-a trecut de la călirea la flacără la călirea superficială prin inducție. Mașina cu ciclu automat de călit arbori cotiți pentru tractoare s-a instalat pe linia tehnologică de fabricație, aplicîndu-se metoda de călire cu răcire limitată pentru autorevenire. În felul acesta arborii rămîn în fluxul tehnologic de prelucrare, fără să mai fie trimiși la atelierul de tratament termic. Prin aplicarea, începînd din luna august 1953, a călirii superficiale prin inducție cu medie frecvență (8 000 Hz) la 13 repere (tabela 2), uzina de tractoare din Brașov a realizat, pînă la finele anului 1954, o economie de peste 10 mil. lei.

Prin introducerea călirii prin inducție productivitatea muncii a crescut de 2—5 ori și s-au îmbunătățit în mod considerabil condițiile de muncă. În multe cazuri s-au înlocuit oțelurile aliate cu oțeluri nealiate, fără ca aceasta să influențeze negativ calitatea pieselor ci, din contră, prin ridicarea durității superficiale, durabilitatea pieselor a crescut.

Primele generatoare orizontale pentru curenți de 8 000 Hz și 100 kW au fost importate din

Tabela 2

Denumirea piesei	Reper	Timpul de lucru, min/buc.		Economie, lei	
		Înainte	CIF	Pe piesă	Total pînă la 31 dec. 1954
Ax culbultor	02—011	8,78	4,90	12,795	195 917,04
Arbore motor	03—001	110,00	27,00	63,868	358 746,75
Ax cu came	04—001	61,70	12,00	15,087	34 660,48
Ax (pompa de spate)	11—052	15,00	2,00	1,334	6 892,78
Semiaxa față	24—012	7,80	3,30	0,432	2 643,41
Semiaxa spate	24—013	7,80	3,30	0,746	4 621,47
Axul direcției	32—221	9,10	3,00	3,350	35 372,65
Rola inferioară	33—301	12,85	4,00	26,130	2 369 285,49
Ax rolă inferior	33—202	12,80	4,50	0,190	10 424,73
Rola superioară	33—341	12,85	4,00	28,140	429 006,86
Ax rolă superioară	33—344	12,80	2,50	8,000	77 880,00
Axul zalei	34—002	2,70	0,52	10,518	7 339 407,80
Bolțul resortului	52—113	8,13	2,30	0,680	2 424,88
Total economii lei					10 862 434

U.R.S.S., iar ulterior au fost construite de către Uzina de mașini electrice — București, ceea ce a contribuit la extinderea aplicării noului procedeu la majoritatea uzinelor constructoare de mașini. Primele mașini de călire s-au construit de către uzina „Tractorul", după documentație sovietică, și anume : mașina de călit role, mașina automată de călit axul zalei, mașina universală, mașina de călit cămăși de cilindri și mașina cu ciclu automat pentru călirea arborilor motori. În continuare s-a format un colectiv de proiectare și aplicare a încălzirii prin inducție, la uzina „Tractorul", care a constituit nucleul de bază al dezvoltării și extinderii acestui procedeu în România.

În prezent majoritatea uzinelor constructoare de mașini sînt dotate cu instalații de încălzire prin inducție și, respectiv, cu mașini universale sau speciale pentru călire. Recent Uzina de mașini electrice — București a realizat un tip de generator vertical de curent de 8 000 Hz, de 100 și de 50 kW, superior din toate punctele de vedere vechiului generator, de tip orizontal. Noul generator nu mai produce zgomot și nici căldură, fiind răcit cu apă, astfel încît poate fi montat chiar în spațiul de lucru.

Acest procedeu este în continuă dezvoltare, ca urmare a activității colectivelor de specialitate din I.C.T.C.M. și din uzinele de tractoare și de autocamioane — Brașov și datorită prevederilor de investiții de către I.P.C.M. ca proiectant general de uzine. Dintre realizările recente în acest domeniu se citează ca exemple : călirea superficială a arborilor cotiți pentru motoare de 350—700 HP la Uzina „23 August", călirea suprafețelor de ghidare a batiurilor la Uzina de strunguri — Arad și la F.M.U.A.B.

În perspectivă se prevede extinderea procedeului de încălzire prin inducție, în care scop este necesară organizarea unei întreprinderi pentru executarea utilajelor și instalațiilor și dezvoltarea capacității de proiectare și cercetare. Așadar, în ultimii 25 de ani s-a realizat un progres însemnat prin trecerea într-o primă etapă de la piese nedurificate superficial la piese călite superficial la flacără, iar în a doua etapă la călirea superficială prin inducție, cu perspectivă de extindere.

În urmă cu 20 de ani procedeul de cementare aplicat cu caracter general era cel prin împachetarea pieselor în mediu solid, cu toate aspectele lui negative : neeconomic, netehnologic și cu condiții grele de muncă. Începînd din anul 1949, în locul acestui procedeu s-a aplicat, la uzina „Tractorul" și apoi, treptat, la majoritatea uzinelor din România, cementarea în gaz metan. S-au folosit, în acest scop, cutii de cementare cu capacul etanșat în jgheab cu nisip și cuptoare cameră clasice, iar pentru indicarea presiunii gazului, la intrarea în cutie, s-au utilizat manometre cu coloană de apă. Trecerea de la cementarea în mediu solid la cementarea în gaz metan a constituit un important progres economic, tehnologic și pentru condițiile de muncă. Numai la uzina „Tractorul" economia anuală prin înlocuirea mediului solid cu gaz metan a fost de ordinul a 1 mil. lei la nivelul anului 1949. Prin aplicarea acestui

procedeu productivitatea cuptoarelor s-a mărit de trei ori, încălzirea și carburarea pieselor se face mai uniform și s-au eliminat condițiile grele de muncă datorită prafului la împachetare și la despachetare.

Abia s-a realizat această etapă de trecere la cementare în gaz metan și au apărut comunicări despre procedee mai avansate care se aplică în alte țări, și anume cementarea și, respectiv, carbonitrurarea în atmosferă controlată de tip endotermic. Folosirea atmosferei controlate necesită însă generatoare, cuptoare speciale și aparatură care nu se pot realiza cu ușurință. Trecerea de la utilizarea gazului metan brut la utilizarea atmosferei controlate reprezintă un salt calitativ obligatoriu pentru fabricație modernă, în primul rînd prin asigurarea condițiilor concrete de difuziune la conținut precis de carbon în strat. Din aceste considerente în ultimii ani, o serie de uzine, începînd cu Uzina mecanică — Sinaia, au fost dotate cu generatoare și utilaje de cementare și carbonitrurare în atmosferă controlată, din import. Recent s-au construit la multe uzine ateliere noi de tratament termic, dotate cu generatoare de atmosferă controlată, utilaje, linii tehnologice și aparatură dintre cele mai moderne de pe piața mondială ca, de exemplu, la Uzinele de piese auto — Colibași, „1 Mai" — Ploiești, uzinele de tractoare și de autocamioane din Brașov și altele. În paralel s-a început proiectarea la I.C.T.C.M. și construirea la uzina „Independența" — Sibiu de cuptoare tipizate moderne, pentru a se înlesni dotarea atelierelor de tratament termic la nivelul tehnicii actuale. Prin utilizarea agregatelor moderne de cementare și carbonitrurare în atmosferă controlată și a aparaturii moderne de control și reglaj se realizează condiții sigure și repetabile de tratament termochimic și o mare productivitate, în special în cazul liniilor tehnologice cu flux continuu. În perspectivă se caută să se realizeze o nouă atmosferă controlată în locul celei de tip endotermic, care să nu fie explozivă și toxică. Pe această linie, I.C.T.C.M. a proiectat și a executat un generator pentru atmosferă de tip exotermic purificată, cu site moleculare, în scopul încercării de a obține pe baza acestui gaz suport o atmosferă cu posibilitate

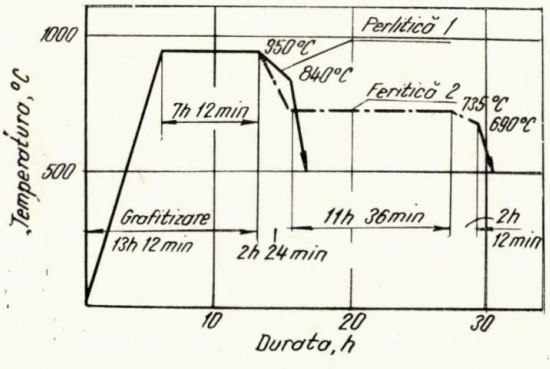


Fig. 2. Regimuri de recoacere de maleabilizare în atmosferă controlată.

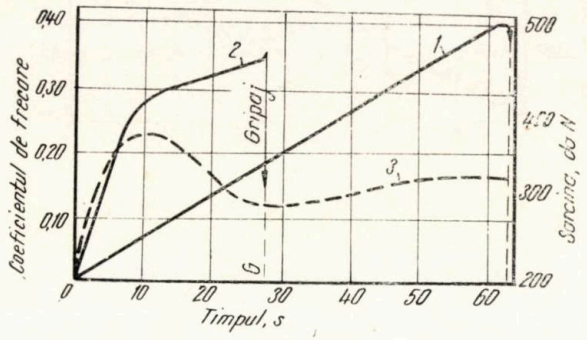


Fig. 3. Comportarea la uzură uscată :
1 — sarcina ; *2* — epruveta netratată ; *3* — epruveta sulfizată electrolitic.

de utilizare cu caracter general, respectiv și pentru tratamente termochimice.

Începînd din anul 1956, la dezvoltarea tehnologiei de tratament termic a contribuit și colectivul de tratament termic din I.C.T.C.M. Dintre procedeele cercetate de acest colectiv, pentru care s-au stabilit instrucțiuni tehnologice și se aplică în uzină, se citează : cianurarea la temperatură joasă a sculelor din oțel rapid, prin care se mărește durabilitatea cu peste 100%, sulfocianurarea pieselor de oțel și de fontă, care mărește rezistența la gripare și la uzură (a permis înlocuirea bucșelor de bronz cu bucșe de fontă sulfocianurate), cementarea și carbonitrurarea prin picurare, amestecuri de săruri fără cianură (pe bază de cianat obținut din uree) pentru tratamente termice și termochimice, călirea izotermă și în trepte a pieselor din oțeluri indigene (aplicată cu efect de reducere a deformațiilor la roțile dințate pentru mașini-unelte), tratamentul termic al sculelor din oțel rapid, cromizarea și altele.

Printre procedeele moderne de tratament termic care se aplică în alte țări și asupra cărora trebuie să-și îndrepte atenția colectivele de specialiști din institute și din uzine se numără : recoacerea de maleabilizare a fontei în atmosferă controlată, sulfizarea electrolitică la 190—200°C, nitrurarea prin adăugare de oxigen în amoniac etc.

Recoacerea de maleabilizare a fontei în atmosferă controlată duce la scurtarea substanțială a ciclului tehnologic așa cum rezultă din figura 2 [2].

Pentru mărirea rezistenței la gripare și la uzură s-a elaborat un nou procedeu de sulfizare electrolitică la temperatură de 190 — 200°C. În figurile 3, 4 și 5 se dau rezultatele obținute la încercări de laborator cu epruvete tratate prin noul procedeu [3].

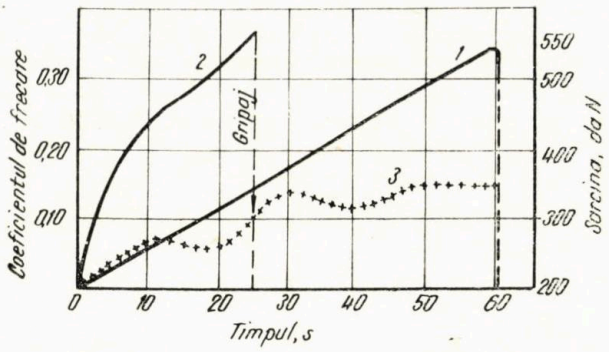


Fig. 4. Comportarea la uzură cu vaselină :
1 – sarcina ; *2* – epruveta netratată ; *3* – epruveta sulfizată electrolitic.

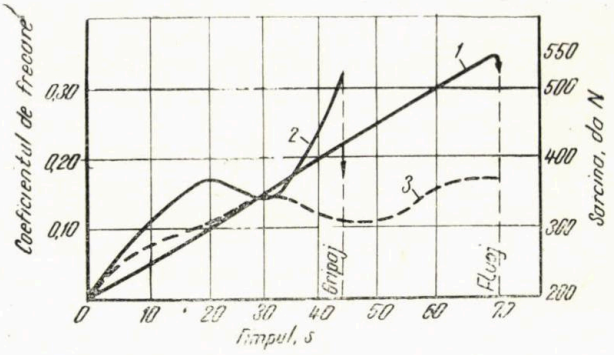


Fig. 5. Comportarea la uzură cu ulei :
1 – sarcina ; *2* – epruveta netratată ; *3* – epruveta sulfizată electrolitic.

Epruvetele încercate au fost din oțel 16 NC 6, sulfizate electrolitic la 190 — 200°C, cu o densitate de curent de 3,2 A/dm², timp de 10 min.

Prin încercări recente s-a stabilit că durata procesului de nitrurare se poate reduce prin adăugare de oxigen în amoniacul cu care se formează atmosfera de nitrurare. În cazul unui adaos de 8 l/h, la un consum de amoniac de 200 l/h, durata de nitrurare la 550°C este comparabilă cu cea din baia de săruri pentru aceeași adîncime [4].

Prin aplicarea procedeelor moderne de tratament termic și stabilirea parametrilor tehnologici optimi se obțin piese cu proprietăți superioare, deci cu durată mare de utilizare și cu preț de cost redus.

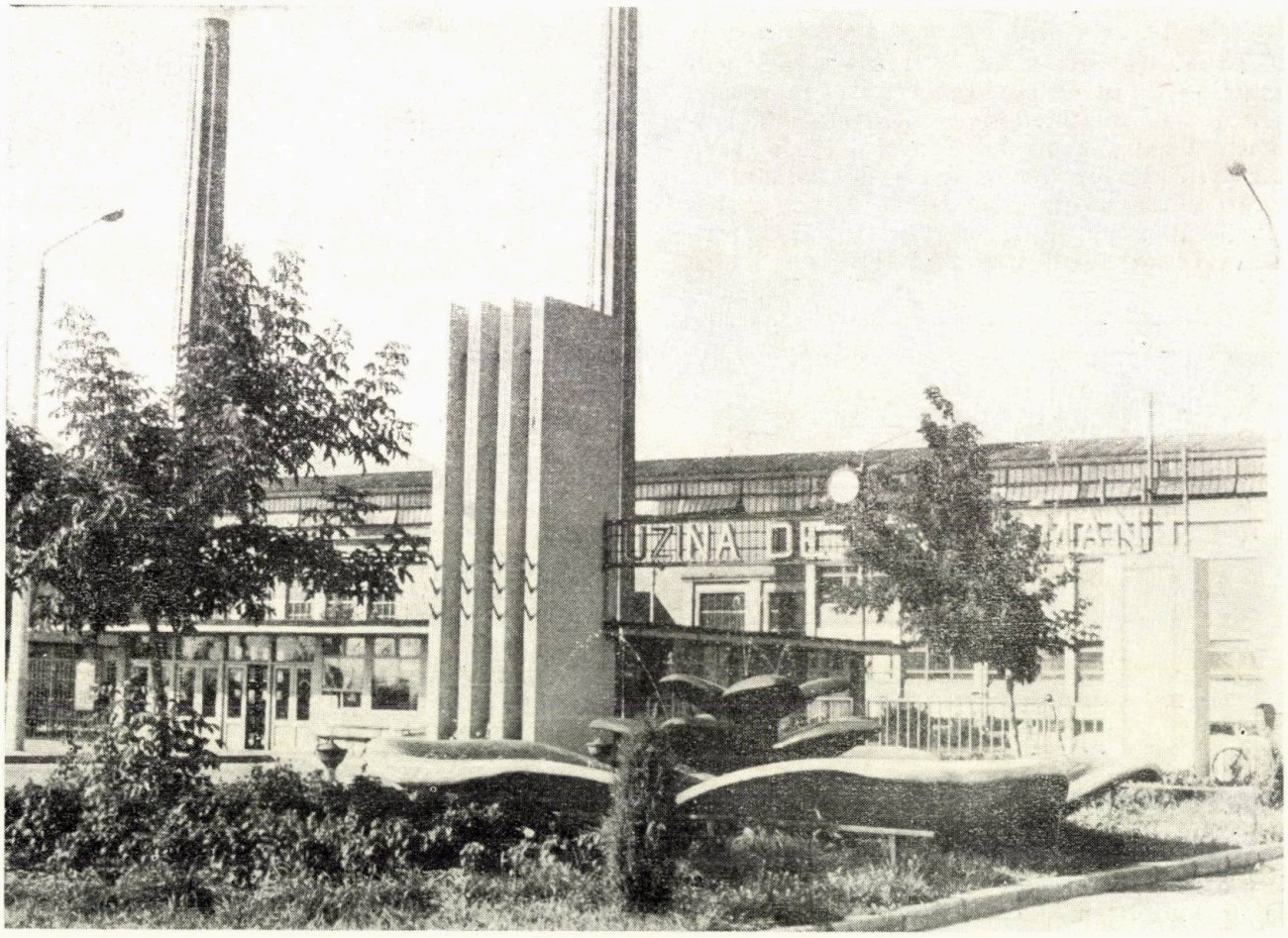
BIBLIOGRAFIE

[1] Grange R. A. *Strengthening Steel by Austenite Grain Refinement.* Transaction of the ASM, volume 59, 1966, p. 26—47.

[2] Hallot L. *Traitement thermique de la fonte malleable à la Société Bretonne de Fonderie et de Mécanique à Lorient.* Traitement thermique, nr. 40, 1969, p. 23—32.

[3] Cros G. și Mariatte B. *Le sulf B.T. — Description d'un nouveau traitement de surface contre l'usure.* Traitement thermique, nr. 41, 1969, p. 19—26.

[4] Ecksein H. J. și Lerche W. Untersuchungen zum Beschleunigung der Nitrierung in der Gasphase. Neue Hütte, vol. 13, nr. 4, 1968, p. 210—215.



Uzina de țevi — Roman.

REALIZĂRI ŞI PERSPECTIVE ÎN DOMENIUL MATERIALELOR REFRACTARE

Ing. Gh. GHEORGHIU şi ing. L. SOROCOPUD
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 666.76 :338.062

După înfăptuirea naţionalizării principalelor mijloace de producţie, din anul 1948, dezvoltarea impetuoasă a industriei grele a impus crearea şi dezvoltarea corespunzătoare a industriei de materiale refractare.

Principalele probleme care trebuiau rezolvate erau: mărirea capacităţii de producţie, asigurarea bazei de materii prime indigene, ridicarea calităţii produselor, diversificarea sortimentală, pregătirea şi specializarea cadrelor şi crearea unor condiţii corespunzătoare de muncă în întreprinderi.

În primii ani după naţionalizare s-a trecut la reprofilarea unor întreprinderi producătoare de cărămizi de construcţii şi produse ceramice, cum au fost fabricile „Pleaşa", „Baru mare", „Refractar" — Aleşd etc., în întreprinderi de produse refractare.

În anul 1949 a fost pusă în funcţiune o unitate nouă — fabrica „9 Mai" — Turda, profilată exclusiv pe fabricaţia produselor silica.

În anul 1953 a fost creată o staţie centrală de şamotizare la Azuga, prin schimbarea profilului unei unităţi vechi de ciment, adaptîndu-se totodată un procedeu modern de fabricare a şamotelor în cuptor rotativ caracterizat printr-un grad înaintat de mecanizare, productivitate ridicată şi calitate îmbunătăţită a produsului. Este demn de remarcat că România este prima ţară din Europa care a aplicat acest procedeu care, perfecţionat în continuare, a fost extins atît în România, cît şi în majoritatea ţărilor, fiind unanim recunoscut ca cel mai avantajos.

În continuare au fost dezvoltate şi modernizate fabricile „Refractar" — Aleşd, „Pleaşa" — Ploieşti, „Răsăritul" — Braşov, care şi-au mărit prin aceasta în mod considerabil capacitatea de producţie, ridicîndu-şi în acelaşi timp substanţial nivelul tehnic.

În anul 1958 a fost dezvoltată şi modernizată fabrica de produse refractare silica „9 Mai" — Turda, cu această ocazie adaptîndu-se la această unitate un nou flux tehnologic de preparare a maselor, total mecanizat şi în mare parte automatizat, realizat după o concepţie originală a specialiştilor români.

Pe baza rezultatelor bune obţinute în urma reconstrucţiei unor unităţi şi în general pe baza experienţei acumulate, a fost realizată şi pusă în funcţiune, în anul 1965, o nouă şi puternică unitate de produse refractare silico-aluminoase la Alba Iulia, dotată cu cele mai moderne utilaje tehnologice.

În cei 25 de ani ce s-au scurs de la eliberarea României, industria de refractare a înregistrat o dezvoltare şi o perfecţionare continuă, reuşind să ţină pas cu celelalte ramuri industriale şi asigurînd materialele refractare necesare atît pentru construcţia importantelor obiective industriale realizate, cît şi materialele refractare reclamate pentru consumul curent al producţiei.

Prin dezvoltarea unor întreprinderi şi prin construcţia noilor unităţi „9 Mai" — Turda şi fabrica de la Alba Iulia, capacitatea totală a sectorului de produse refractare a crescut continuu, ajungînd ca în prezent să fie de peste 15 ori mai mare faţă de nivelul anilor 1944—1948 şi asigurînd practic întreg necesarul de produse silica şi silico-aluminoase din producţie proprie.

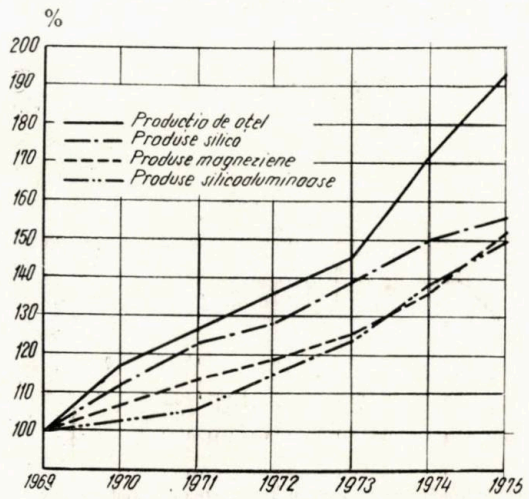


Fig. 1. Dinamica consumului de materiale refractare comparativ cu producţia de oţel în perspectivă.

Capacitatea medie a întreprinderilor de produse refractare a ajuns la circa 50 000 t/an, față de circa 3 500 t/an cît era la începutul acestei perioade.

Creșterea volumului producției, și în special realizarea a numeroase sortimente noi, superioare calitativ, se reflectă în creșterea volumului producției globale, care în anul 1969 este de circa 25 ori mai mare decît cea realizată în anii 1944, 1948, și în reducerea continuă a consumului specific de produse refractare silico-aluminoase pe economie, care în 1969 a scăzut la circa 68 kg/t oțel față de circa 150 kg/t oțel în 1948.

Printre acțiunile mai importante care au dus la ridicarea continuă a nivelului tehnic al producției de refractare trebuie menționate îmbunătățirile de ordin tehnologic, precum și aplicarea cu succes atît a rezultatelor muncii de cercetare, cît și a inițiativei inovatoare a specialiștilor din această ramură industrială, materializate prin introducerea de noi tehnologii, asimilarea de noi produse superioare calitativ și mărirea gradului de mecanizare și automatizare a producției.

Pe linia îmbunătățirii tehnologiei de fabricație se menționează în mod deosebit :

— introducerea, începînd cu anul 1952, a procedeului de fasonare semiuscată și extinderea acestuia pînă la 75% din volumul total al producției ;

— introducerea procedeului de șamotizare în cuptoare rotative, generalizat în prezent în proporție de peste 90% ;

— extinderea utilizării cuptoarelor tunel pentru arderea produselor refractare, la peste 60% din volumul producției ;

— procedeul de preparare în flux continuu a maselor pentru fabricația produselor silica, aplicat la fabrica „9 Mai" — Turda și generalizat sub formă adaptată la toate fabricile ulterior dezvoltate ;

— măcinarea comună și omogenizarea concomitentă a fracției fine de șamotă cu argilă liant, procedeu pus la punct la fabrica „Răsăritul" — Brașov și aplicat apoi la cele mai importante unități din sector ;

— aplicarea și extinderea utilizării granulometriei discontinue la prepararea maselor ;

— procedeul de fabricație a șamotelor aluminoase prin înnobilare cu alumină tehnică.

Printre produsele noi asimilate ca urmare a cercetărilor și inițiativelor creatoare ale specialiștilor din sectorul productiv și din Institutul de cercetări metalurgice (ICEM) se remarcă :

— betoanele refractare realizate încă din anul 1955 la Fabrica de șamotă — Azuga, care înlocuiesc în mod avantajos produsele de șamotă și care înregistrează o continuă dezvoltare și diversificare ;

— produsele refractare cu conținut ridicat de alumină (pînă la 72%), utilizate pentru construcția agregatelor termice cu mari solicitări termice (furnale, caupere, cuptoare adînci etc.) ale importantelor obiective industriale realizate în economia națională ;

— produsele refractare silica pentru agregatele de cocsificare realizate la fabrica „9 Mai" din Turda ;

— produsele refractare silico-aluminoase și aluminoase tip fagure (cu suprafață specifică mare), realizate la fabricile „Pleașa", „Vulturul" — Comarnic și „Răsăritul" — Brașov, utilizate pentru construcția grătarelor, cauperelor, care

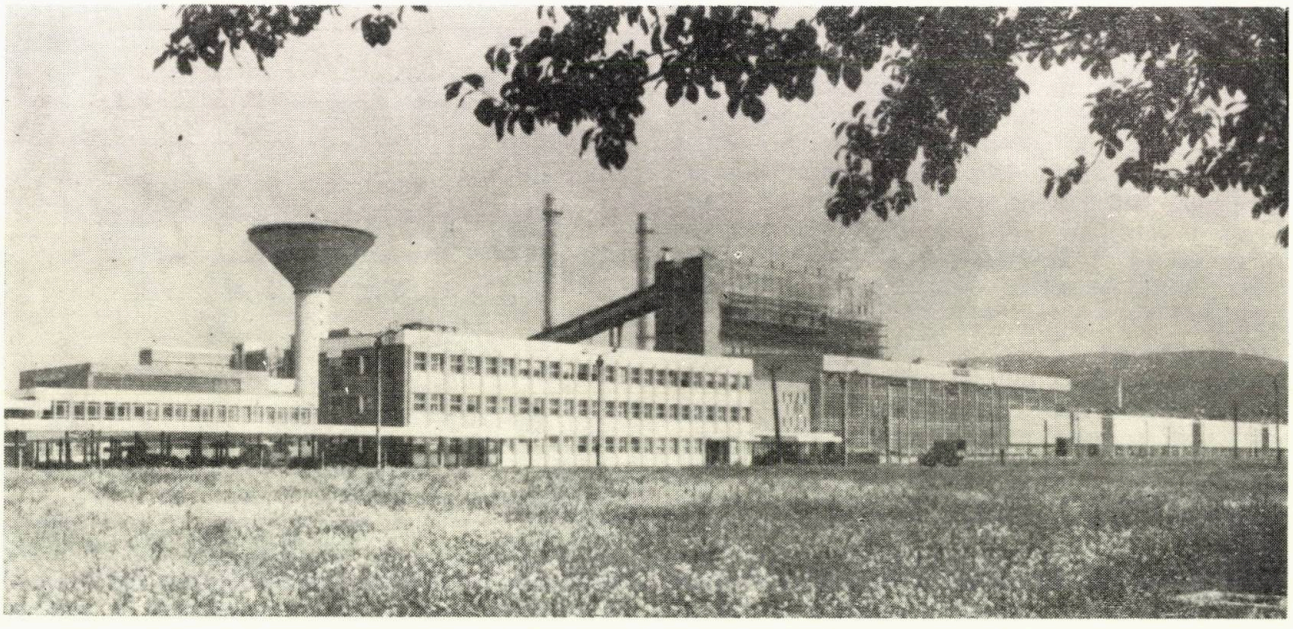


Fig. 2. Fabrica de produse refractare — Alba Iulia.

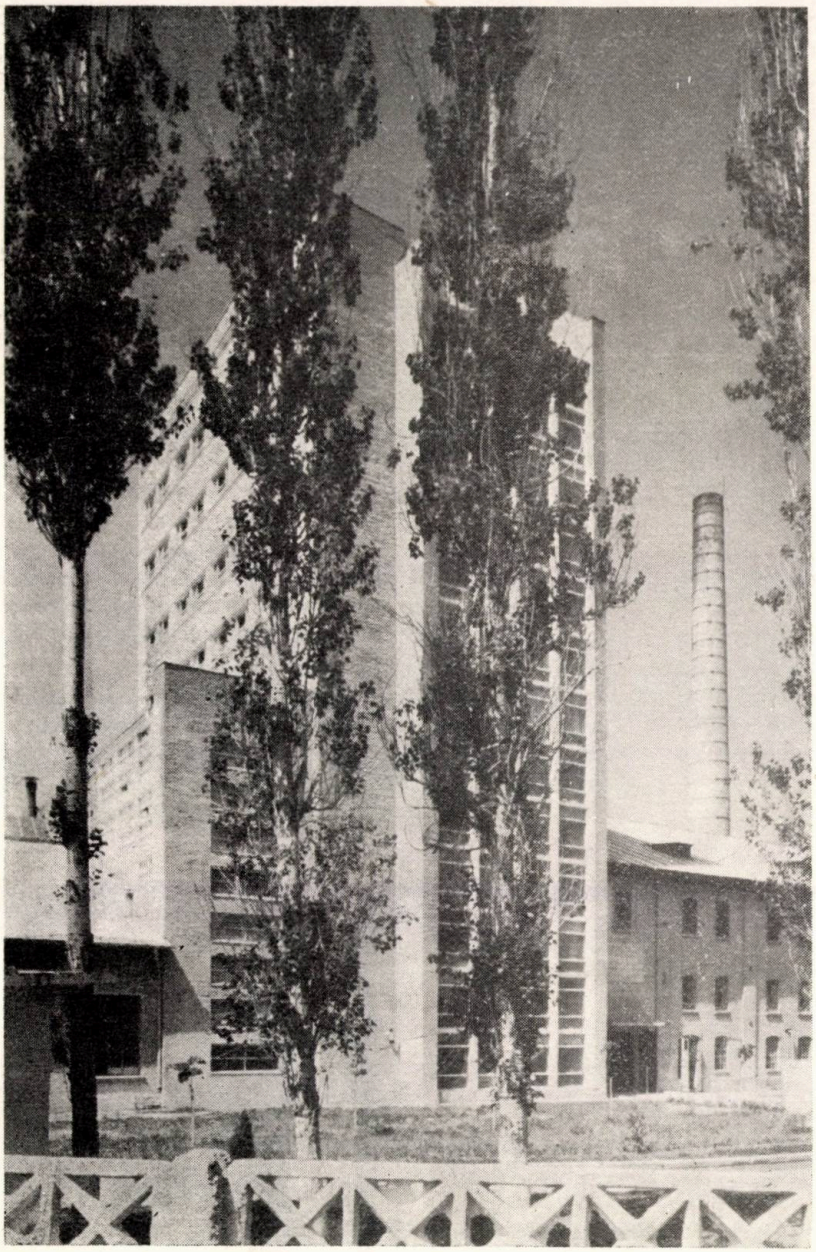


Fig. 3. Fabrica de produse refractare — „Pleaşa" — Ploieşti.

au contribuit în mod substanţial la scăderea consumului specific de cocs;

— produsele refractare uşoare cu densitate aparentă de 1,0—1,4, realizate la fabrica „Unirea" — Tg. Jiu;

— produsele refractare uşoare silica, de la fabrica „9 Mai" — Turda;

— produsele refractare ultrauşoare cu densitate aparentă de 0,4—0,6 g/cm³, realizate la fabrica de la Alba Iulia, prin procedeul înspumării;

— plăcile termoizolante utilizate la turnarea oţelului calmat în lingotiere direct conice, realizate în anul 1968 la fabricile „Baru Mare" şi „Refractar" — Aleşd, din iniţiativa specialiştilor din Direcţia generală materiale refractare (D.G.M.R.) care a permis economisirea unor considerabile fonduri valutare prin eliminarea importului acestor materiale şi prin realizarea unor indicatori superiori în producţia de oţel. Rezolvarea integrală a acestei probleme de cercetare, asimilare şi organizare a producţiei la nivelul necesarului şi chiar cu un disponibil pentru export — într-un timp record, de circa opt luni, este rezultatul unei strînse colaborări între specialiştii care au contribuit la această realizare din cadrul D.G.M.R., fabrica „Baru Mare" şi Combinatul siderurgic — Hunedoara, consumatorul principal al acestor produse;

— prafurile de lubrifiere şi antiretasură utilizate cu efecte pozitive la turnarea oţelului calmat, realizate de către fabrica „Răsăritul" — Braşov.

O serie de alte produse noi, deosebit de importante pentru economia naţională, cum sînt: cimenturile, masele şi betoanele refractare, produsele refractare silico-aluminoase legate chimic, produsele carborundice, produsele refractare silico-aluminoase uşoare şi ultrauşoare pentru temperaturi superioare de utilizare şi pentru agregate termice cu atmosferă controlată, betoanele refractare termoizolatoare, sînt în atenţia colectivelor de cercetare din cadrul întreprinderilor de refractare şi din ICEM şi se află în prezent într-un stadiu avansat de cercetare sau de asimilare, urmînd ca în anii următori să fie organizată producerea lor pe scară industrială.

Dezvoltarea impetuoasă a industriei siderurgice şi în general a întregii economii, prevăzută în perspectivă, precum şi intensificarea continuă a proceselor tehnologice şi respectiv a funcţionării agregatelor termice la parametri superiori, impun pentru sectorul de materiale refractare luarea din timp a măsurilor corespunzătoare, care să ducă la creşterea capacităţilor de producţie, la îmbunătăţirea calităţii actualelor sortimente şi la realizarea de noi tipuri de produse refractare, superioare calitativ, care să facă faţă noilor solicitări.

Prin dezvoltarea unor unităţi existente se prevede mărirea corespunzătoare a producţiei de refractare în ritmul impus de necesar, ilustrat în figura 1.

Dezvoltarea cantitativă a producției de refractare se va face la un nivel inferior dezvoltării producției oțelului, asigurîndu-se totuși necesarul cantitativ prin ridicarea nivelului calitativ al produselor refractare și, respectiv, prin scăderea corespunzătoare a consumului specific de materiale refractare.

La scăderea consumului specific va contribui, de asemenea, aplicarea industrială și extinderea utilizării maselor și betoanelor refractare pe bază de cimenturi refractare, în care scop se va constitui o secție specială. Se va dezvolta producția de mase plastice refractare și cea de produse legate chimic, înlocuindu-se astfel în mod eficient produsele refractare clasice.

Producția de refractare ușoare și ultraușoare va fi mărită considerabil, utilizarea acestora fiind deosebit de avantajoasă atît prin prisma economiei de materiale refractare, cît și a celei de combustibil în agregatele termice respective.

Se prevede un vast program de cercetare atît în cadrul institutului de cercetări, cît și în cadrul întreprinderilor, pentru rezolvarea tehnologiei unor produse importante, cum sînt:

— mase și betoane refractare cu temperaturi de utilizare ridicate;

— betoane refractare termoizolante;

— lărgirea gamei sortimentale de plăci termoizolante și prafuri de turnare aferente pentru turnarea oțelului;

— cărămizi refractare ușoare cu $\gamma = 0{,}8-1{,}0$ pentru temperaturi de utilizare de circa 1 400°C;

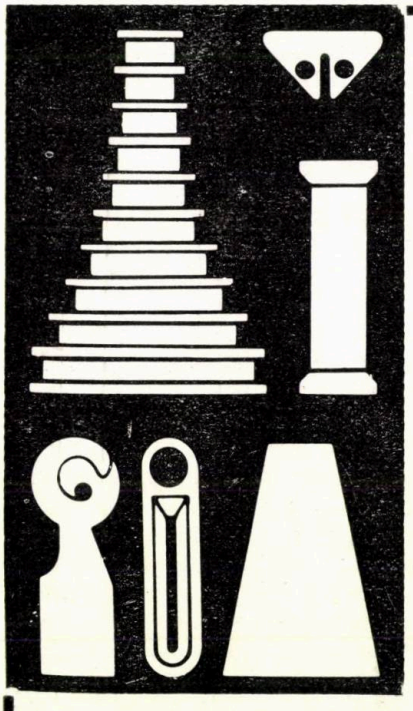
— cărămizi ultraușoare cu $\gamma = 0{,}4 - 0{,}9$, pentru temperaturi de utilizare de peste 1 200°C și pentru cuptoare cu atmosferă controlată;

— produse refractare speciale pentru turnarea sub vid a oțelurilor (dopuri cu filet, orificii de scurgere, cilindri pentru bara dopului);

— produse silimanitice și mulitice, rezistente la șocuri termice și la abraziune, pentru diverse locuri de utilizare.

O problemă de o importanță deosebită pentru dezvoltarea industriei siderurgice o constituie asigurarea cu produse refractare bazice, care va trebui să-și găsească soluționarea în următorul plan cincinal, prin organizarea acestei producții, pentru a nu mai fi tributari importului.

Prin realizarea măsurilor prevăzute se va crea pentru sectorul de refractare posibilitatea de a asigura, la nivel corespunzător, necesarul de materiale refractare pentru dezvoltarea în continuare a tuturor ramurilor industriale.



Important pentru toți cei ce lucrează în metalurgia și construcția de mașini!

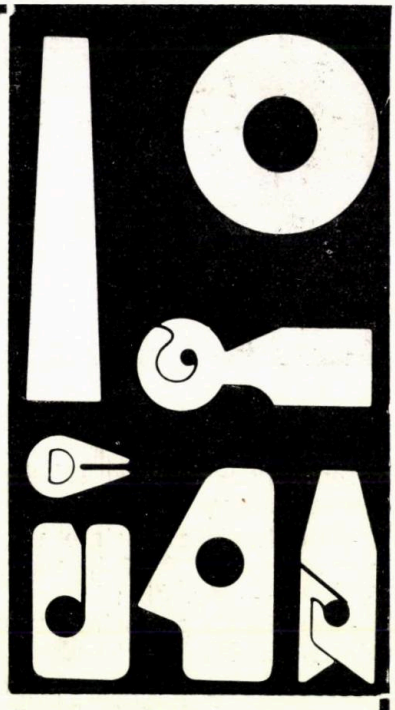
CE CALITĂȚI
TREBUIE SĂ ÎNTRUNEASCĂ
CERAMICA TEHNICĂ?

rezistență extremă la uzură, rezistență la temperatură înaltă, rezistență mecanică și duritate, suprafață netedă, stabilitate chimică, stabilitate la schimbări de temperatură.

Ceramica tip Kawenit întrunește toate aceste condiții: de aceea vă recomandăm utilizarea de elemente din Kawenit, fabricate în R.D.G.

Noi livrăm: țevi, cărămizi și mortar pentru utilizarea în condiții de temperatură înaltă, ceramică cu constituție spumoasă, nacele și creuzete pentru calcinare, oale de topire, pulberi, duze de turnare, sudare și pentru suflante cu jet, ceramică de tăiat, corpuri abrazive.

KWH Exportator:
ELEKTROTECHNIK_EXPORT-IMPORT
Întreprindere de stat pentru comerț exterior a Republicii Democrate Germane



Rugăm pe cei interesați să se adreseze Biroului tehnico-comercial al întreprinderii Elektrotechnik Export-Import, de la Agenția comercială a Ambasadei Republicii Democrate Germane Calea Dorobanților nr. 14 ● București

PUBLICOM

EXPORTUL DE PRODUSE SIDERURGICE ŞI METALE NEFEROASE ÎN CONTINUU PROGRES

Ing. V. NEGRESCU
METALIMPORT

CZ 669.1 : 669.2/8 : 382.6

Ca urmare a politicii de industrializare a României, în cei 25 de ani de la eliberare, industria metalurgică s-a dezvoltat în mod viguros astfel că, în anul 1970 producţia de oţel va atinge 6,4 mil. t faţă de 284 000 t în anul 1938, reprezentînd o creştere de peste 22 ori şi o producţie pe cap de locuitor de circa 320 kg.

Ritmul rapid de industrializare, progresul tehnic şi diversificarea producţiei au creat premisele lărgirii continue a activităţii de comerţ exterior şi în sectorul metalurgiei feroase şi neferoase.

România este în măsură să ofere în prezent pe pieţele externe mărfuri pe care în anul 1957 le importa, şi anume : fontă, lingouri de oţel, blumuri, ţagle, profile de oţel, oţeluri aliate, oţel beton, sîrmă laminată, bandă laminată la cald, ţevi din oţel, tablă groasă, electrozi de sudură, plumb, zinc, bronz, aluminiu şi semifabricate din aluminiu.

Este de remarcat că, în anul 1951, activitatea de export în sectorul metalurgic era inexistentă, în timp ce numai în perioada 1959—1968 volumul exporturilor de produse metalurgice a crescut de peste 32 ori.

În prezent volumul comerţului exterior realizat de METALIMPORT reprezintă circa 15% din volumul total al comerţului exterior al României.

Datorită faptului că industria metalurgică a României, în general destul de tînără, are avantajul de a fi utilată cu cele mai moderne instalaţii, calitatea produselor oferite pe pieţele externe satisface cele mai exigente cerinţe.

În prezent produsele metalurgice româneşti sînt cunoscute în ţări cu o veche tradiţie în acest domeniu, ca : Austria, Anglia, Belgia, R.S.C.S., Franţa, R.F.G., Italia, Japonia, Olanda, Polonia, Suedia, S.U.A. şi U.R.S.S., precum şi pe pieţele ţărilor în curs de dezvoltare, ca : Iran, Israel, Siria, Liban, Libia etc.

Dintr-un număr de peste 300 firme care se numără printre clienţii întreprinderii METALIMPORT se amintesc :AUGUST THYSSEN, ACCIAIERIE DI VALBRUNA, BOEHLER, COMEX — R.F.G., COMPTOIR FRANCO-BELGE, DEUTSCHE STAHL — METALL — R.D.G., DALMINE, EISENEXPORT — Viena, FERROMET — Praga, HENRY GARDNER, KRUPP, KAISER ALUMINIUM, LOMBARDE FALCK, MANNESMANN, METALIMPEX — Budapesta, OXYDE — Amsterdam, PROMSYRIOIMPORT — Moscova, STALEXPORT — Katowice.

Începînd cu anul 1966, o pondere însemnată în exportul de laminate din oţel o deţine tabla groasă produsă de noul şi modernul combinat siderurgic de la Galaţi.

În prezent circa 69% din producţia de tablă groasă a acestui combinat se exportă în ţări, ca : Anglia, Belgia, Bulgaria, Cehoslovacia, China, Franţa, Italia, Israel, Jugoslavia, Olanda, Polonia, R.D.G., R.F.G., U.R.S.S.

Un alt produs care prezintă o pondere însemnată în exportul de produse siderurgice sînt ţevile din oţel. Exportul de material tubular a prezentat în ultimii 10 ani o tendinţă de continuă creştere. Astfel, în anul 1969, volumul exportului de ţevi din oţel a crescut faţă de 1960 cu 41%. Din producţia totală de ţevi a uzinei de la Roman aproximativ 57% este destinată exportului.

Ţevile produse de uzinele româneşti sînt astăzi cunoscute în ţări, ca : U.R.S.S., Polonia, R.D.G., Ungaria, R.F.G., Israel, India, Turcia, ca urmare a preocupărilor industriei siderurgice pentru diversificarea sortimentelor de produse cu un grad avansat de prelucrare, a fost construită Uzina de sîrmă şi produse de sîrmă de la Buzău şi modernizate unele secţii la „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii, care au creat astfel noi disponibilităţi pentru export. Prin aceasta nomenclatorul produselor destinate exportului a fost îmbogăţit cu sortimente, ca : electrozi de sudură, sîrme trase şi oţeluri trase, care au găsit o bună apreciere în ţări, ca : Bulgaria, Israel, Liban, R.F.G., Franţa, Ungaria.

Conform Directivelor Congresului al X-lea al P.C.R., producţia de oţeluri aliate va cu-

MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1983

noaşte o creştere importantă care va influenţa şi modifica gama de oţeluri destinate exportului, asigurînd o valorificare superioară a metalului şi o creştere în continuare a eficienţei activităţii de export.

În ultimii ani o serie de metale neferoase, ca : zincul, plumbul, bronzul şi, începînd cu anul 1956, aluminiul deţin o pondere însemnată în exporturile METALIMPORT.

Deşi recent introdus pe piaţa mondială, aluminiul românesc în blocuri, platine şi sîrmă turnată tip „Properzi" fabricate la Uzina de aluminiu — Slatina şi-au cîştigat o reputaţie bine meritată de produse de calitate.

De remarcat că de curînd au început să fie introduse pe pieţele externe cablurile de aluminiu şi funiile oţel — aluminiu, calitatea acestora permiţînd cîştigarea unei licitaţii în Pakistan.

Ca rezultat al extinderii capacităţilor de producţie ale acestei uzine, în următorii ani nomenclatorul de export al METALIMPORT se va lărgi cu produse, ca : profile, benzi, table şi ţevi din aluminiu.

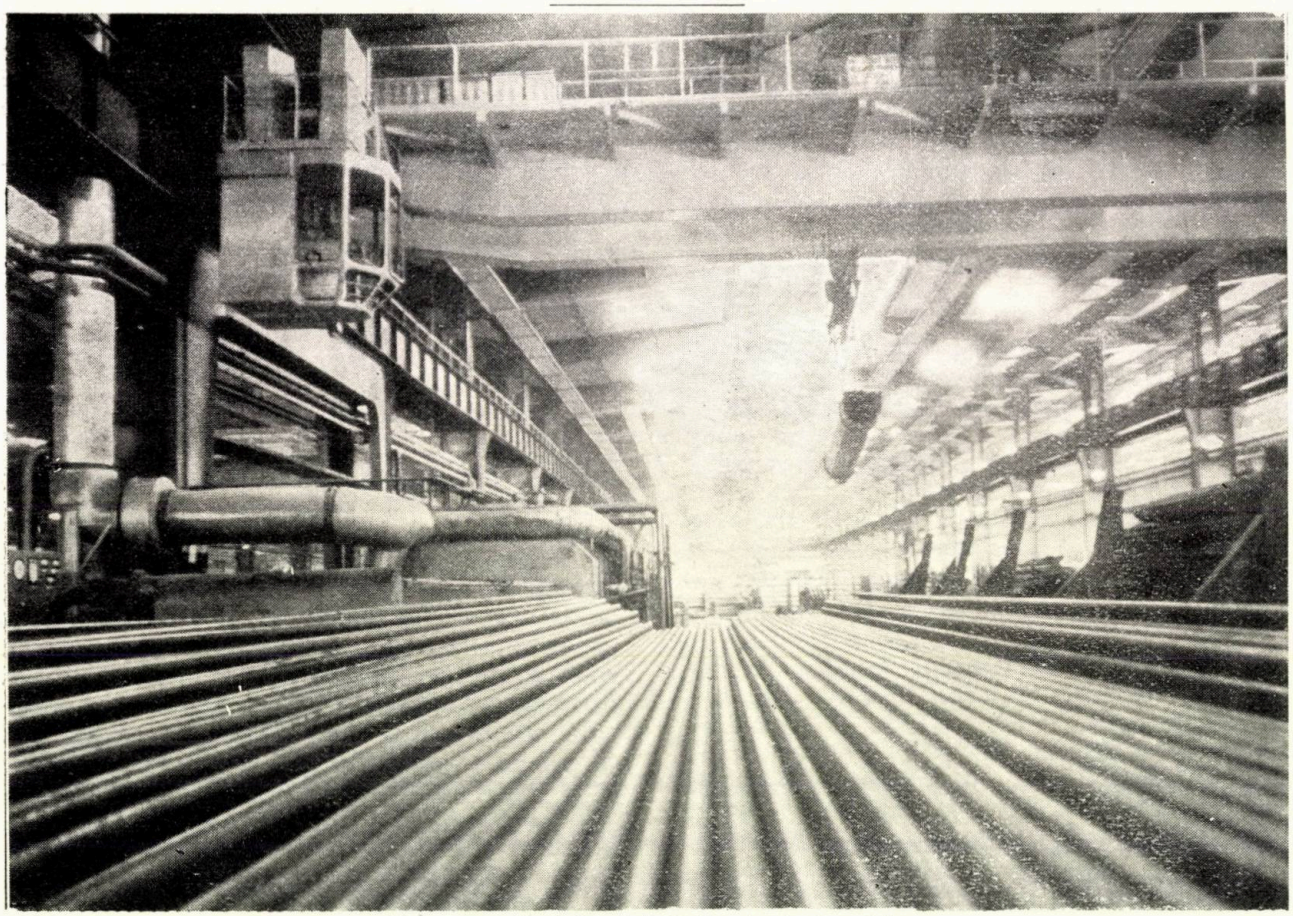
Este de remarcat că paralel cu activitatea de export se desfăşoară şi un important schimb de produse metalurgice cu o serie de ţări membre ale C.A.E.R., realizîndu-se prin aceasta o mai raţională folosire a capacităţilor de producţie, precum şi însemnate economii de valută.

Cooperarea economică se afirmă în ultimii ani tot mai frecvent în practica comercială internaţională. În acest sens, se aminteşte că au fost finalizate o serie de acţiuni de cooperare economică şi în sectorul metalurgiei feroase şi neferoase, privind construirea şi livrarea de către unele firme străine de instalaţii şi echipamente pentru care plata urmează a se efectua parţial sau total prin produsele finite care vor rezulta din producţia obiectivelor respective.

Printre acestea se menţionează : linia dublă de sîrmă de la Cîmpia Turzii livrată de firmele SCHLOEMANN—KIRCHFELD (R.F.G.), Fabrica de electrozi de sudură de la Buzău (firma OERLIKON — Elveţia), extinderea capacităţii de producţie a uzinei de la Slatina (firma FURUKAWA ELECTRIC COMPANY) etc.

De-a lungul activităţii sale METALIMPORT s-a impus pe piaţa mondială ca o firmă de prestigiu care participă şi iniţiază variate acţiuni comerciale pentru promovarea exportului de produse metalurgice româneşti.

Prin creşterea producţiei de oţel la 10,5 mil. t şi a producţiei de aluminiu la 200 000 t în anul 1975, Întreprinderea de Comerţ Exterior METALIMPORT va rămîne şi în viitor un partener important pe piaţa internaţională a produselor siderurgice şi a metalelor neferoase.

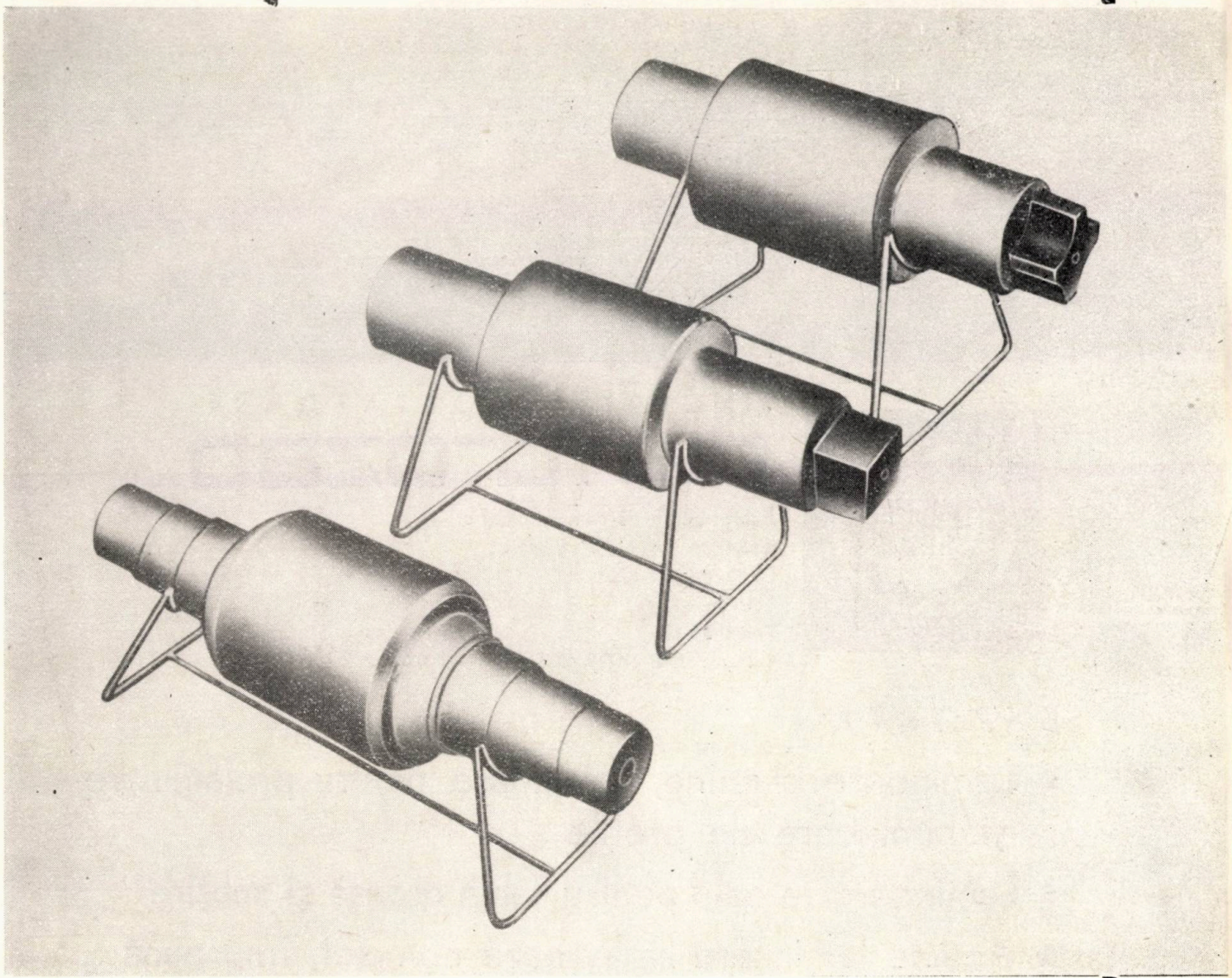


Uzina metalurgică — Iaşi. Secţia de ţevi sudate.

centrozap

Singura exportatoare
Întreprinderea de comerț exterior CENTROZAP

Katowice, Ligonia 7, Polonia • Cutia poștală 825
Telefon 513-401 • Telex 31-416
Telegr.: CENTROZAP Katowice

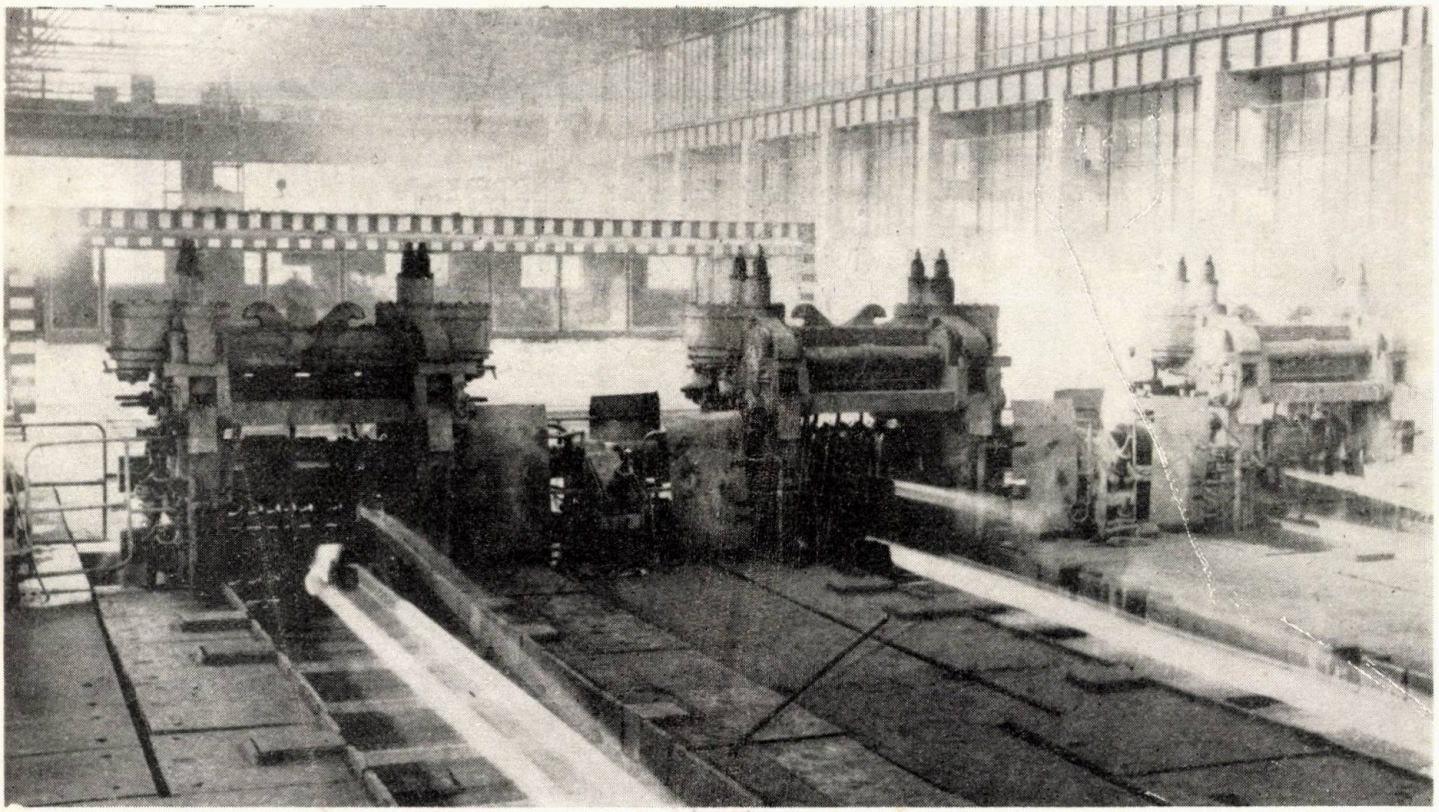


CENTROZAP

Exportă cilindri din:

- FONTĂ SEMIDURĂ
- FONTĂ DURĂ
- FONTĂ CU GRAFIT NODULAR
- OȚEL TURNAT
- OȚEL FORJAT NORMALIZAT
- OȚEL FORJAT CĂLIT
- CU OPRITOARE (BOLARDE) CUPLATE

PUBLICOM



SINGURA EXPORTATOARE

centrozap

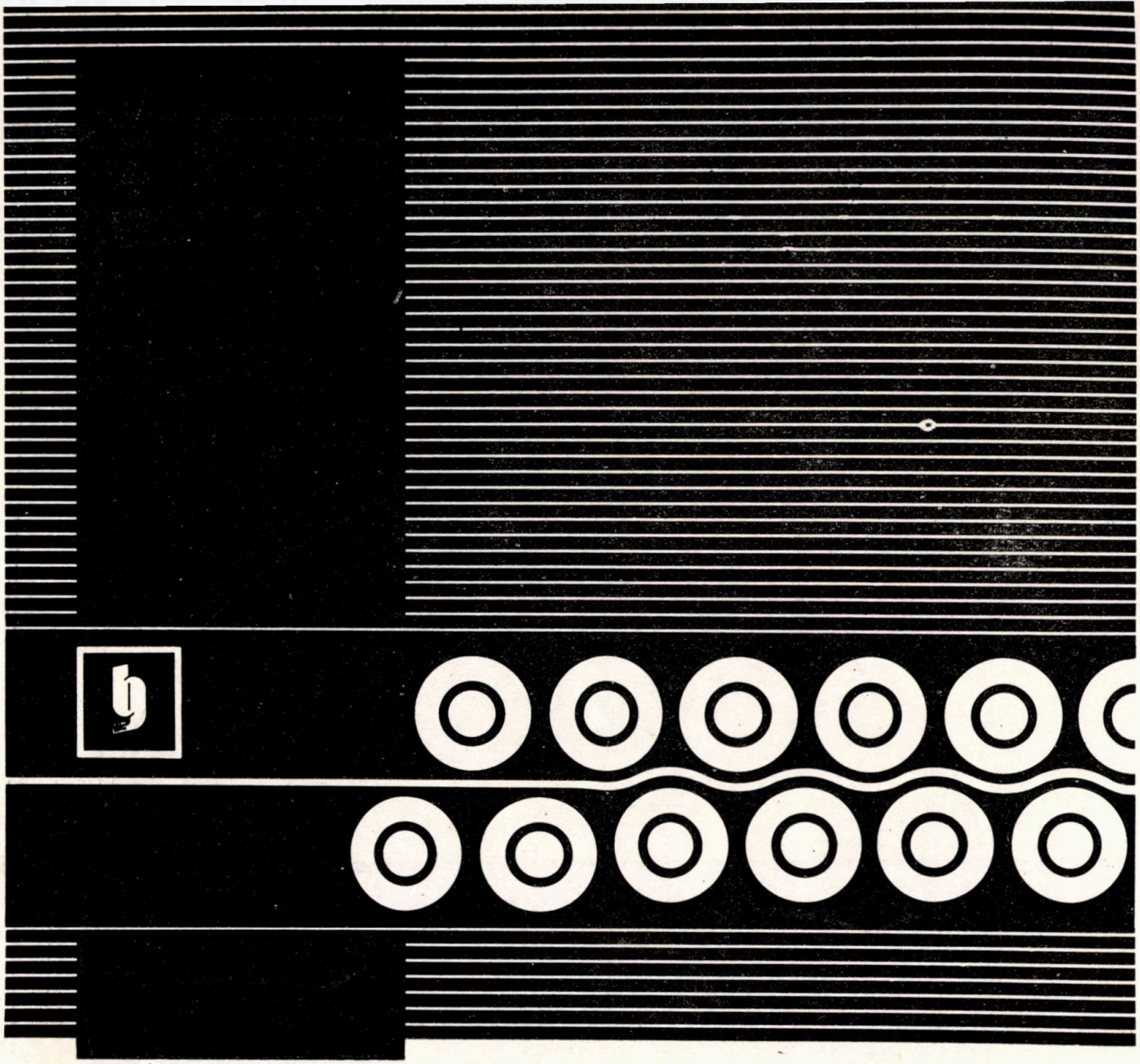
Întreprindere de comerţ exterior
Katowice, Ligonia 7, Polonia
Cutia poştală 825
Telefon 513-401
Telex 31-416
Telegr.: CENTROZAP — Katowice

EXPORTĂ

- Laminoare bluming, laminoare pentru prelaminare şi laminoare de profile
- Laminoare la cald pentru tablă groasă şi subţire
- Aceste laminoare se livrează complet, împreună cu echipamentul auxiliar, asigurînd mecanizarea întregului proces de laminare

Întreprinderea livrează, de asemenea, echipament individual pentru laminoare

PUBLICOM



Planarea tablelor subţiri cu dublă productivitate în condiţiile actuale

Acest avantaj economic îl obţineţi prin noua maşină de planat table subţiri UBR 1,8, care atinge viteze de planare de pînă la 180 mm/min şi o calitate deosebită a planării. Este prevăzută cu un număr mare de role de planare cu diametru mic, cu dispozitive ajustabile de sprijinire şi basculare pentru întinderea diferenţiată a tablelor. Prin citire pe un cadran gradat este asigurat, de asemenea, controlul precis al poziţiei cilindrilor.

VEB Blechbearbeitungsmashinenwerk Gotha DDR — 58 Gotha

Corespunzător cu cerinţele solicitanţilor ea se poate livra ca o maşină de mare productivitate şi complet mecanizată cu mai multe viteze de planare şi cu un număr variabil de role de planare în condiţiile cele mai ridicate pentru utilizarea ei în liniile de finisare.

Vă acordăm asistenţă pentru raţionalizarea eficientă a producţiei tablelor de calitate.

INVEST EXPORT

INFORMAŢII:

Ambasada R.D.G. din
R. S. ROMÂNIA
Secţia comercială
TKB Invest Export
Bucureşti, Calea Dorobanţilor 14

**Volkseigener Aussenhandelsbetrieb
der Deutschen Demokratischen Republik
DDR — 108 Berlin, Taubenstrasse 7/9**

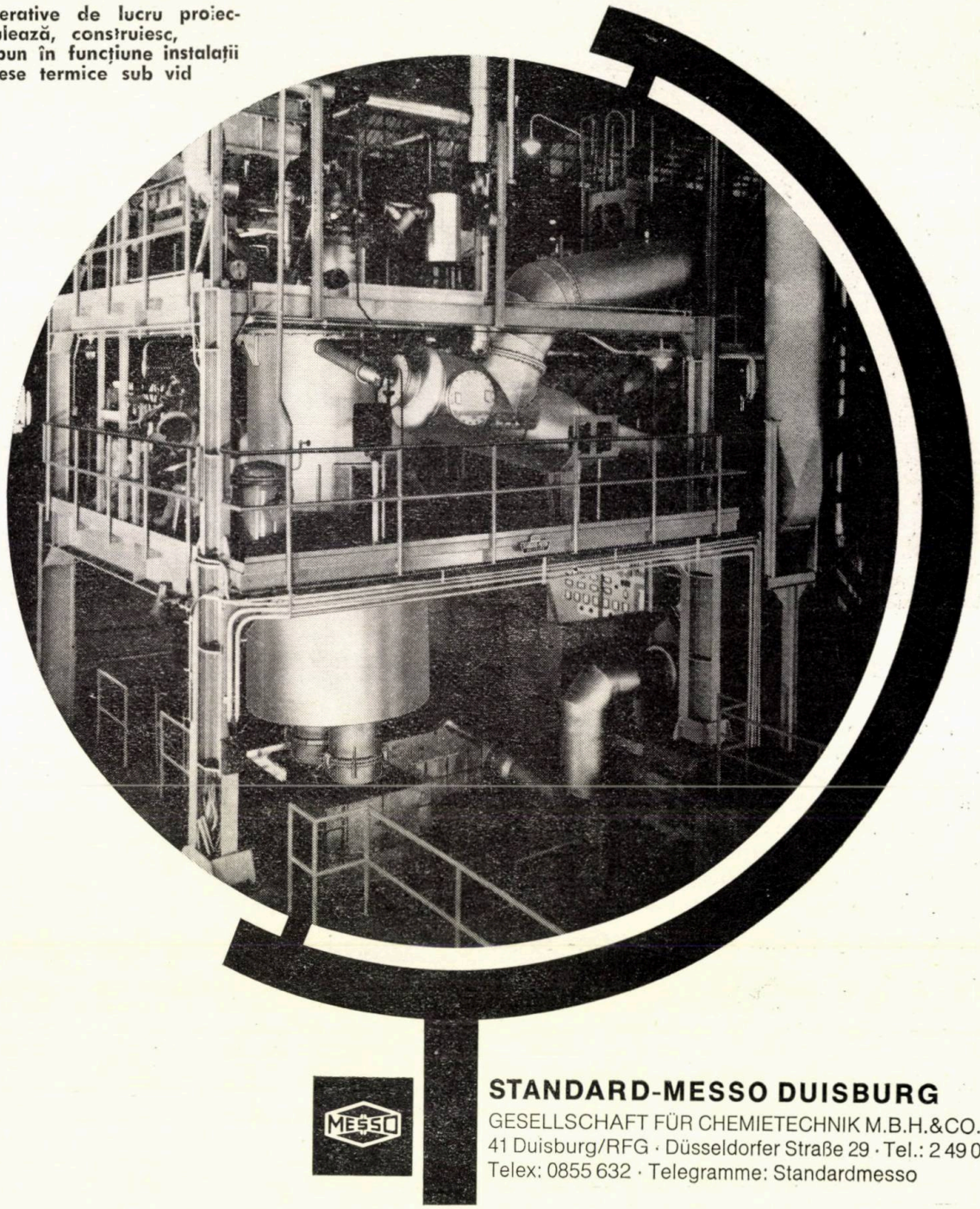
**Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diai dd**

PUBLICOM

30 de oțelării din întreaga lume vor aplica în anul 1969 modernul procedeu RH de degazificare sub vid.
Cunoscutele sale avantaje sînt :
condiții optime de reacție și degazificare datorită suprafeței mari ;
control continuu al procesului de degazificare, cu ajutorul aparatelor speciale de măsură; aliere sub vid cu pînă la 5% adaosuri de aliere ;
instalație de încălzire pentru menținerea constantă a temperaturii în vasul de tratare ;
pierderi minime în timpul tratamentului sub vid ;
nu este necesară o încălzire suplimentară a topiturii ;
preț de producție scăzut, datorită durabilității prelungite a căptușelii ;
mare siguranță de exploatare, verificată în peste 60 de instalații de vid MESSO.

Specialiștii firmei STANDARD-MESSO contribuie, prin acordarea de asistență tehnică, la soluționarea problemelor specifice în toate țările lumii

Grupuri operative de lucru proiectează, calculează, construiesc, livrează și pun în funcțiune instalații pentru procese termice sub vid



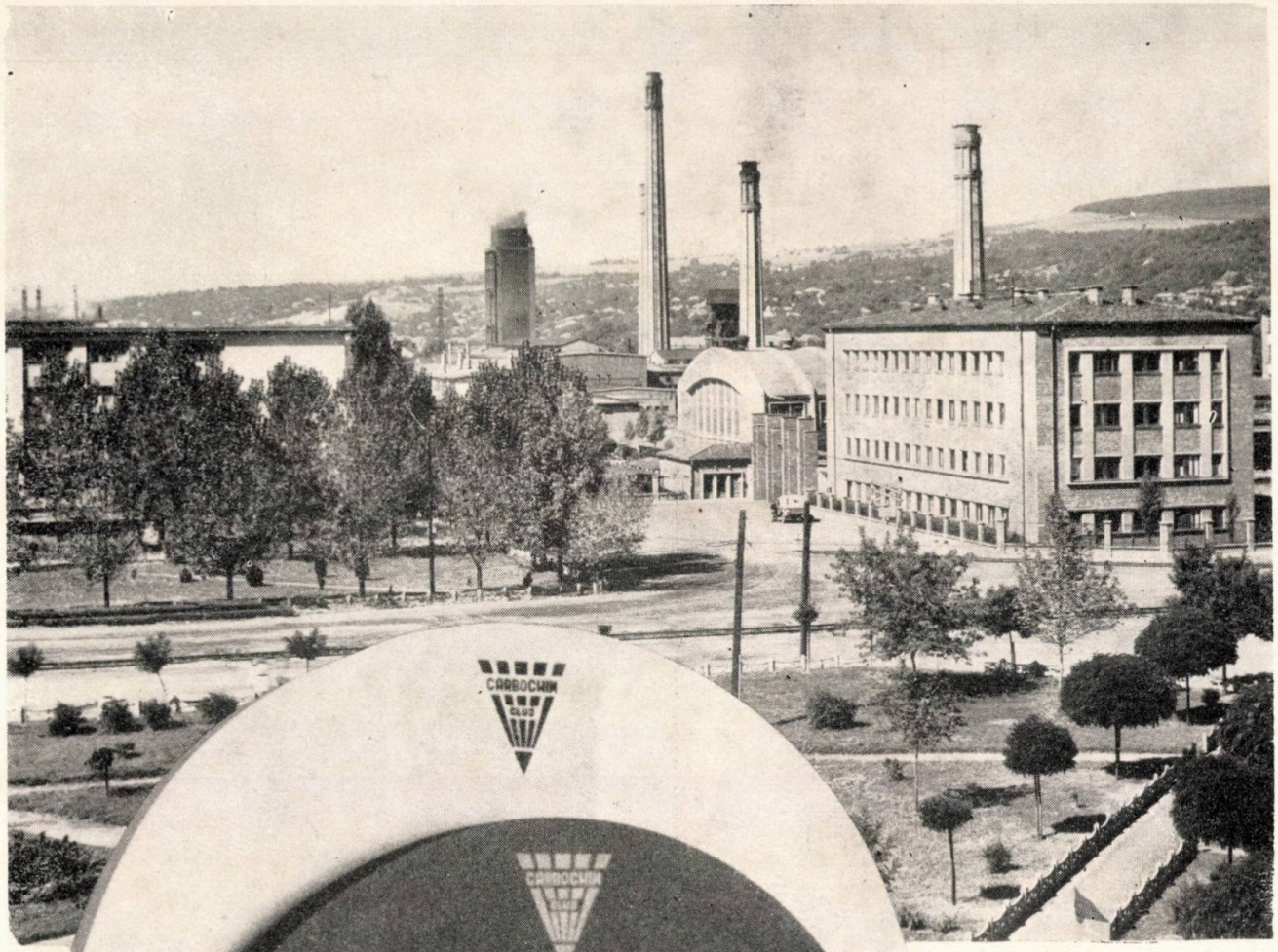
STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg/RFG · Düsseldorfer Straße 29 · Tel.: 2 49 06
Telex: 0855 632 · Telegramme: Standardmesso

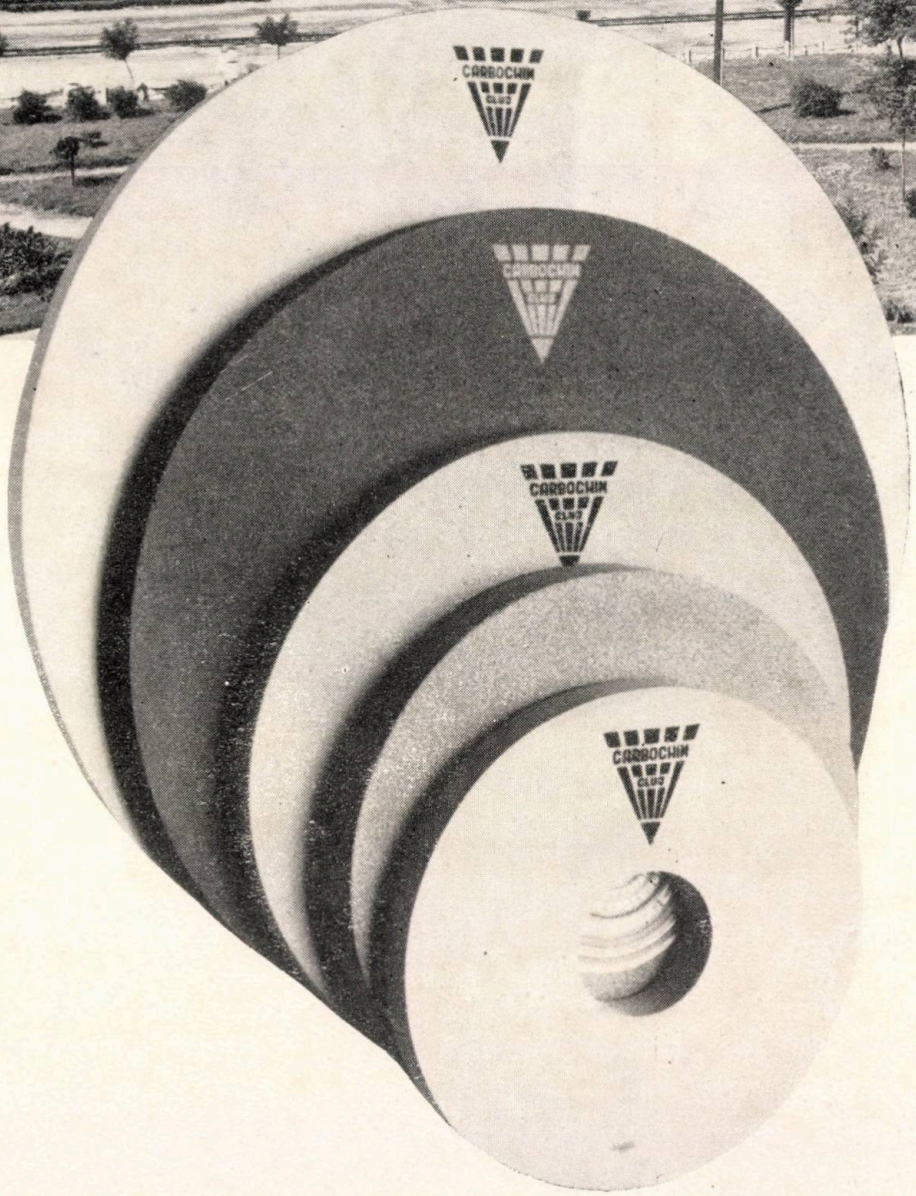
PUBLICOM

Întreprinderea industrială de stat

„CARBOCHIM”

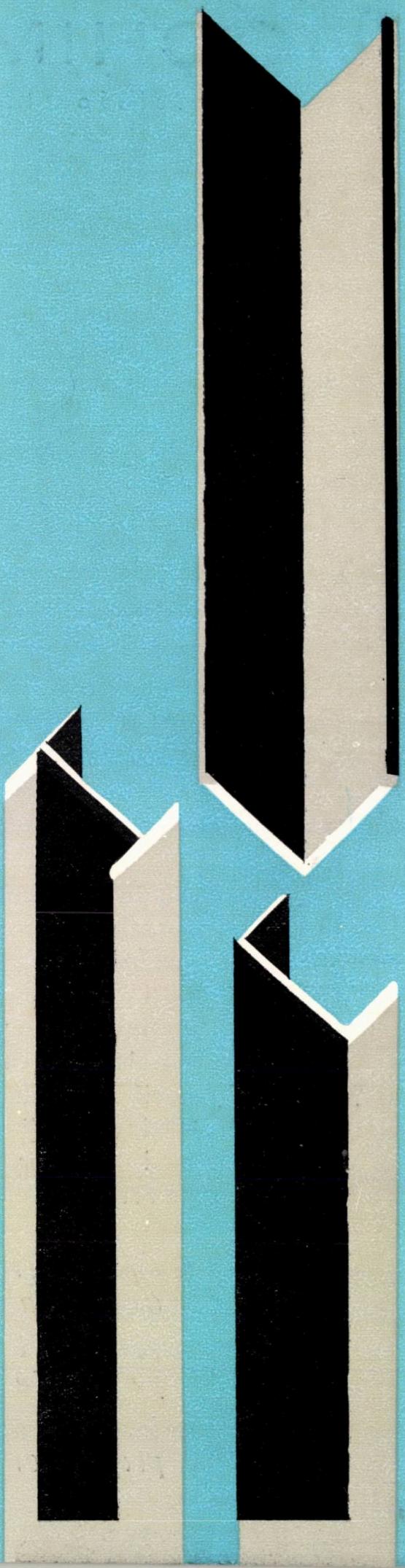
Cluj • Piața 1 Mai nr. 3 • Telefon 1.22.06





Execută corpuri abrazive de diferite forme şi dimensiuni, din electrocorindon normal, electrocorindon nobil şi carbură de siliciu cu lianţi ceramici sau organici pentru:

- *operaţii de degroşare*
- *finisări de precizie*
- *lustruirea suprafeţelor etc.*

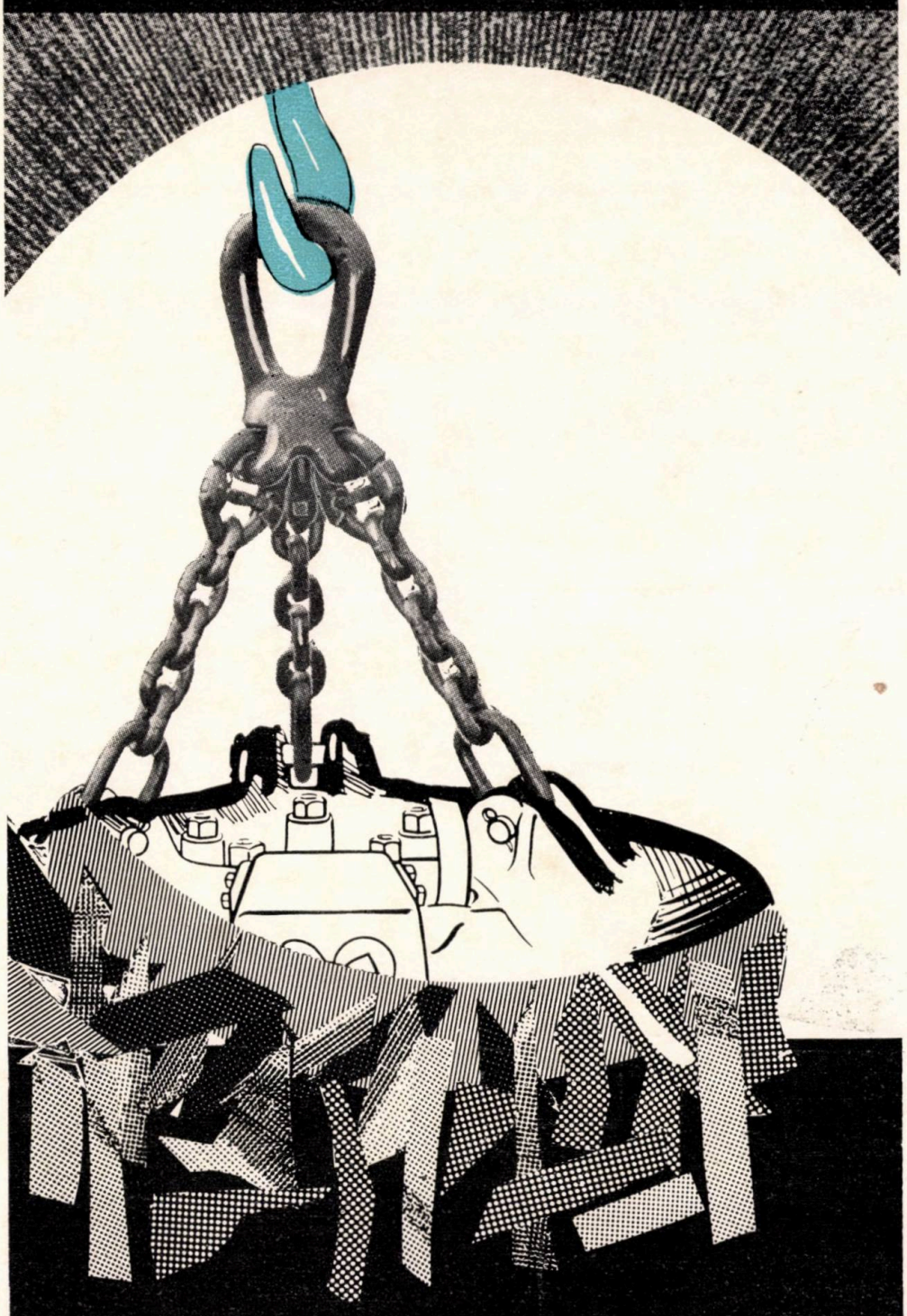


COMBINATUL SIDERURGIC Hunedoara

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

— rotunde cu diametrul de 10 — 180 mm
— cornier de 20 x 20 — 150 x 150 mm
— I şi U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
— I şi U economice:
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
— late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
— benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
— tagle, brame pentru forje, de 70 x 70 — 400 x 400 mm
— profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

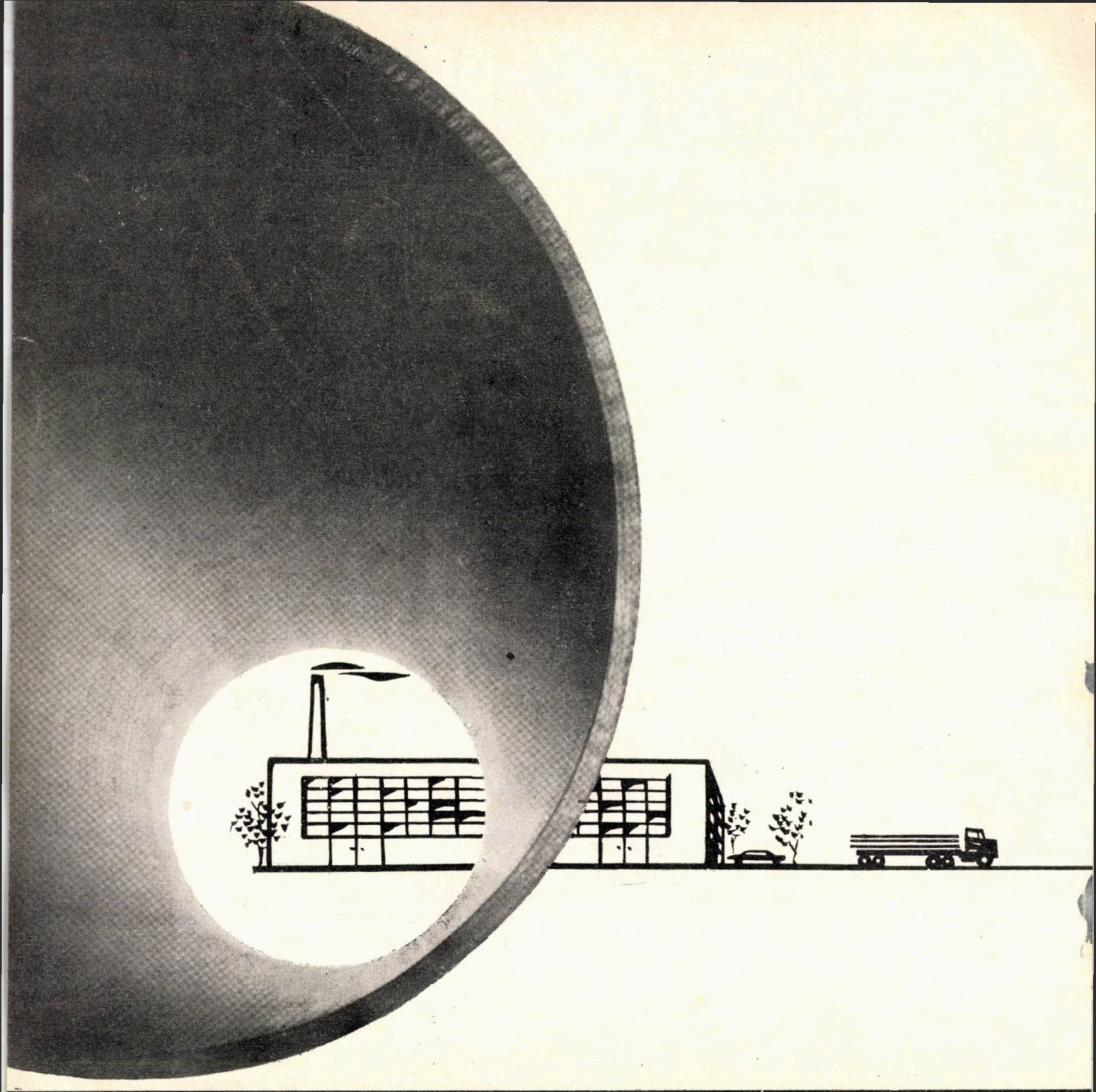
ICM



MUNCITORI ȘI TEHNICIENI,

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele Întreprinderii pentru colectarea metalelor.



FABRICA DE ŢEVI SUDATE

BUCUREŞTI — Şos. Colentina nr. 461

Telefon 35.49.10

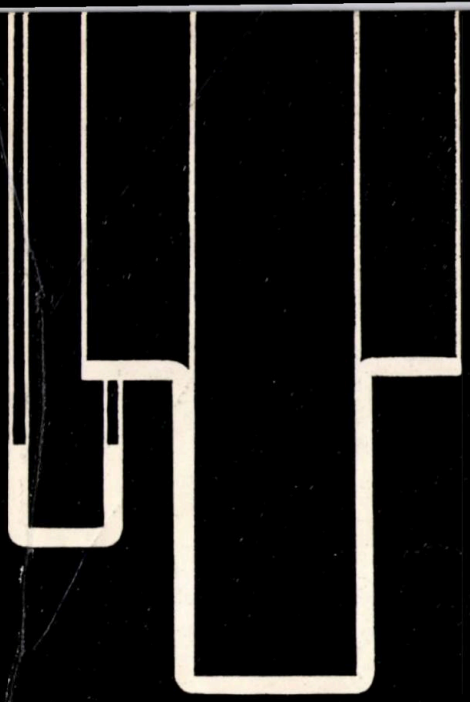
— Sortiment bogat de ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419; 470; 520; 620; 720; 820; 920 şi 1 020 mm, cu grosimi de perete de 4—12 mm (în fabricaţie curentă grosimi de 7—8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620—1 020 mm) şi lungimi cuprinse între 6 şi 16 m.

Ţevile se utilizează la: conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, termoficări, conducte de apă, construcţii metalice etc.

Produce
și
livrează

UZINA METALURGICĂ — IAȘI

TEPRO



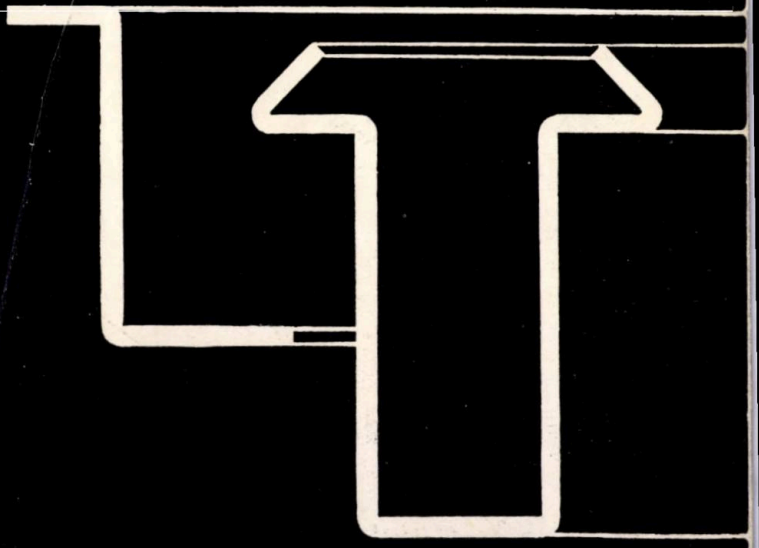
Profile „TM" formate la rece pentru tîmplărie metalică conform NID 85 — 68.

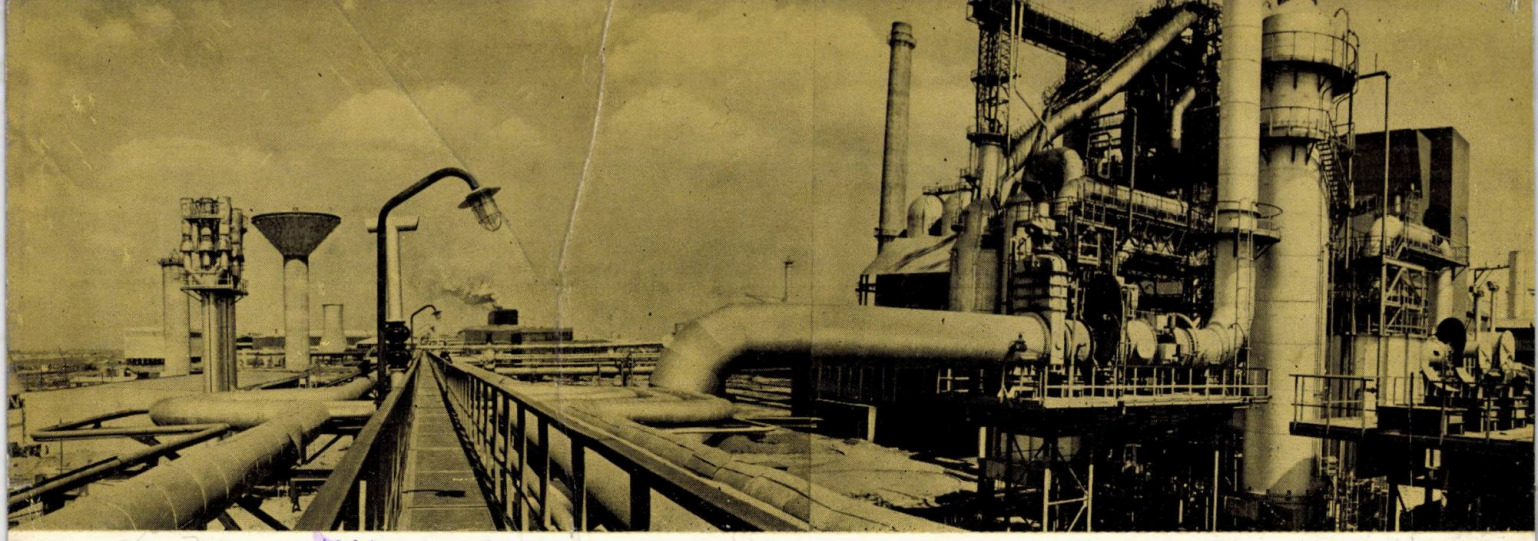
Profile formate la rece, de uz general:
— profil cornier cu aripi egale, STAS 7836—67
— profil cornier cu aripi neegale
— profil „U" cu aripi egale, STAS 7835—67
— profil „U" cu aripi neegale
— profil „Z" cu aripi egale
— profil „Z" cu aripi neegale
— profil „Omega" cu aripi egale
— profil „T" cu aripi egale

Profile „RD" — rotunde deschise, cu deschidere necalibrată

Profile „SP" — speciale, cu utilizări diverse

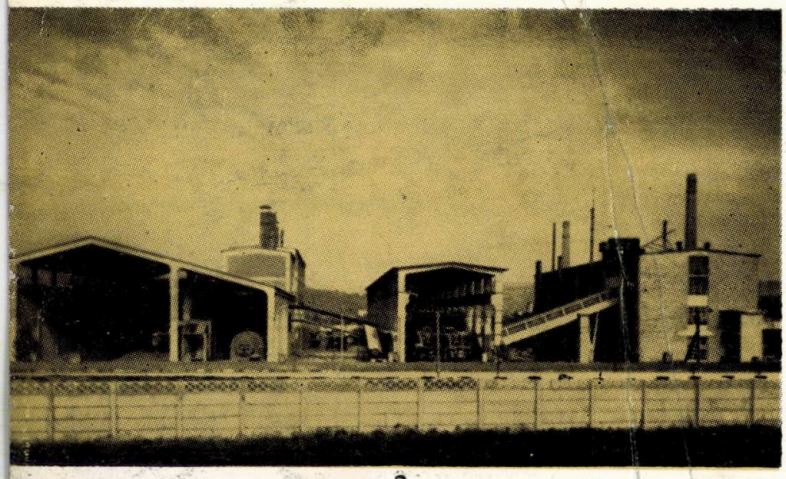
Confecții de tîmplărie metalică tipizată conform proiect nr. 2160 al CSCAS — IPCT.



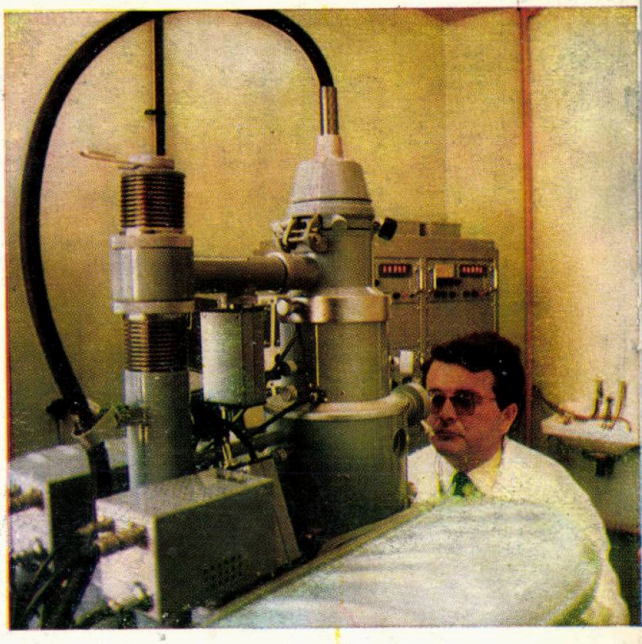


1969 OKT 1

1

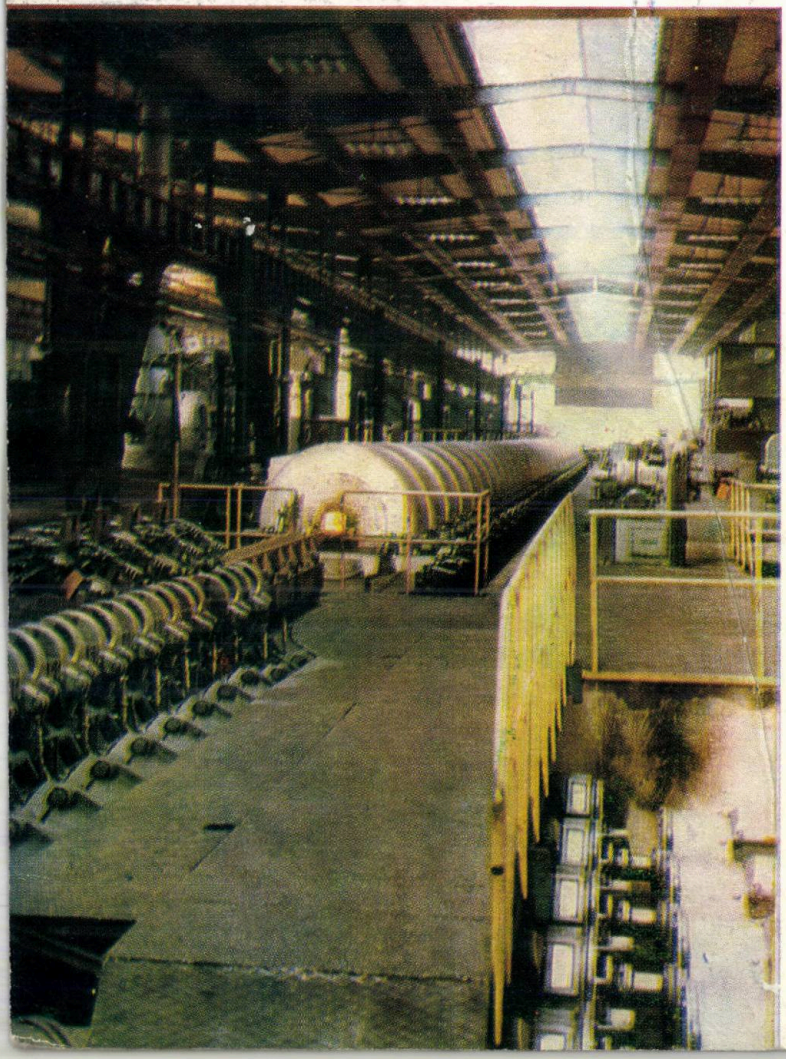


2

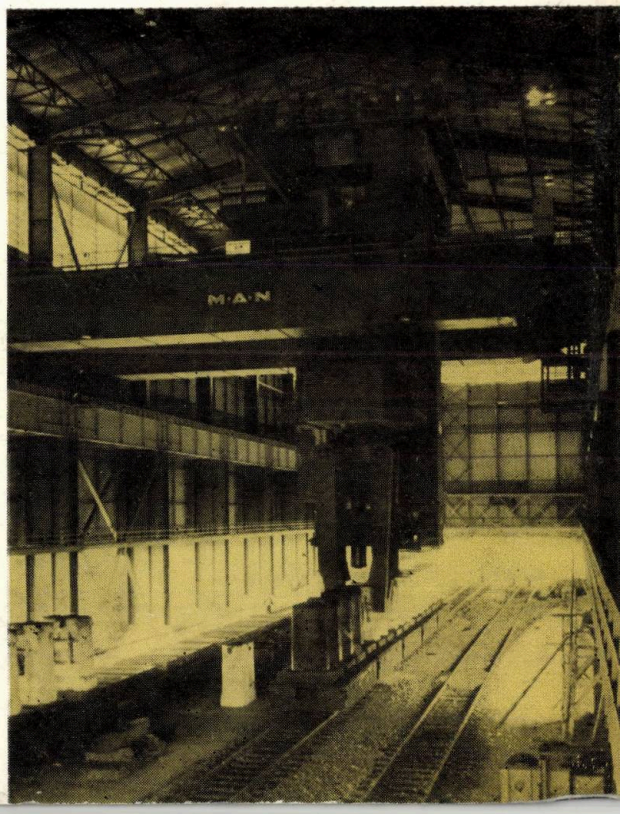


4

5



3



E 3280

METALURGIA

9

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XX • NR. 9 • SEPTEMBRIE 1969

COMBINATUL SIDERURGIC Hunedoara

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

— rotunde cu diametrul de 10 — 180 mm
— cornier de 20 x 20 — 150 x 150 mm
— I şi U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
— I şi U economice:
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
— late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
— benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
— fagle, brame pentru forje, de 70 x 70 — 400 x 400 mm
— profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

E3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 9 septembrie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Dijmărescu A. şi *Sfercocea P.* : **Economia de coes la furnalele Combinatului siderurgic din Reşiţa** . . . 429

Forizs Şt. : **Contribuţii la problema măcinării degresantului în condiţii industriale** 435

Ghiliceanu M., Vezeanu P. şi *Cioacă I.* : **Consideraţii asupra folosirii arzătoarelor de combustibil — oxigen la cuptoarele electrice** 440

Cosneanu C., Sofroni L., Cohn E., Landes V., Catană V., Necula I., Schönberger F., Frenţoni D. şi *Iacob M.* : **Instalaţie pentru prepararea amestecurilor de formare fluide şi utilizarea acestora la fabricarea lingotierelor.** 447

Tudoran P., Giacomelli I., Filerău Victoria şi *Cosma Ritta* : **Cercetări privind influenţa carbonitrurării asupra rezistenţei la oboseală a oţelului 15 C 08** . 451

REALIZĂRI TEHNICE

Fodor Elisabeta şi *Moldovan I.* : **Determinarea călibilităţii oţelurilor prin metoda răcirii frontale, la uzina „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.** 457

Mitrofan A. şi *Marghescu M.* : **Obţinerea fontelor perlitice de înaltă rezistenţă, destinate turnării pieselor pentru maşini-unelte.** 460

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Wanyorek C. : **Caracterizarea granulometrică şi fizică — prin indici geometrici — a amestecurilor de formare şi a altor amestecuri similare** . . . 465

Stanciu I. : **Determinarea duratei optime a ciclului de producţie în turnătorii de neferoase cu ajutorul metodei Pert.** 469

Lederer A. : **Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de ajustaj a laminorului de tablă groasă de la Galaţi** 473

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Chindler N. şi *Popa S.* : **Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei** . . 480

INFORMĂRI DIN ÎNTREPRINDERI

Negrea I. : **Standardele pentru scule abrazive — factor activ în ridicarea continuă a calităţii acestora** . 484

CRONICĂ 486

RECENZII 459, 479, 487

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala Sector 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3661

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.16

Dijmărescu A. et *Sfercocea P.* : **L'épargne du coke dans les hauts fourneaux du Combinat sidérurgique de Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 429–434

CD 622.7

Forizs Şt. : **Contributions au problème du broyage du dégraissant dans les conditions industrielles.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 435–439

CD 669.041.38 :662.944

Ghiliceanu M., Vezeanu P. et *Cioacă I.* : **Considérations sur l'emploi des brûleurs à oxygène et à combustible sur les fours électriques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 440–446

CD 621. 742.

Cosneanu C., Sofroni L., Cohn E., Landes V., Calană V., Necula I., Schönberger F., Frenţoni D. şi *Iacob M.* : **Installation pour la préparation des sables de moulage fluides et leur utilisation à la fabrication des lingotières.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 447–450

CD 669.14 : 621.785.5 : 539.431

Tudoran P., Giacomelli I., Filerău Victoria et *Cosma Ritta* : **Recherches sur l'influence de la carbonitruration sur la résistance à la fatigue de l'acier 15 C 08.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 451–456

CD 669.14 : 621.785.6.011

Fodor Elisabeta et *Moldovan I.* : **La détermination de la capacité de trempe des aciers par la méthode du refroidissement frontal aux usines „Industria sîrmei" de Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 457–459

CD 669.131.6.018.2 : 62.74

Mitrofan A. et *Marghescu M.* : **L'obtention des fontes perlitiques très résistantes, propres à la coulée des pièces des machines-outils.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 460–464

CD 539.215.2 : 539.4 : 621.742.4

Wanyorek C. : **La caractérisation granulométrique et physique, par des indices géométriques, des sables de moulage et des autres sables similaires.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 465–468

CD 621.74 : 669.2/8 : 338.062

Stanciu I. : **La détermination de la durée optimum du cycle de la production dans les fonderies de métaux non ferreux à l'aide de la méthode Pert.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 469–472

CD 621.771.23

Lederer A. : **Les bases technologiques pour l'étude du secteur de parachèvement de la tôlerie forte de Galaţi.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 473–479

CD 669.1

Chindler N. et *Popa S.* : **Contributions à l'histoire de la métallurgie du fer dans les environs de Hunedoara (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 480–483

CD 621.9.025

Negrea I. : **Les standards pour outils abrasifs — facteur actif de leur amélioration continuelle.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 484– 485

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.16

Дижмэреску А. и Сферкочя П.: **Экономия кокса в доменных печах Металлургического Комбината Решица.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 429–434

ДК 622.7

Фориш Ш.: **К вопросу измельчения обезжиривающего материала в промышленных условиях.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 435–439

ДК 669,041.38 : 662.944

Гиличеану М., Везяну П. и Чоара И.: **Соображения, касающиеся применения топливно-кислородных горелок в электропечах.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 440–446

ДК 621.742

Косняну К., Софрони Л., Кохн Е., Ландес В., Катанэ В., Некула И., Шонбергер Ф., Френцони Д. и Якоб М.: **Установка для приготовления жидких формовочных смесей и их применение в производстве изложниц.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 447–450

ДК 669.14 : 621.785.5 : 539.431

Тудоран П., Джакомелли И. и Фитерэу Виктория: **Исследования касающиеся влияния карбонитрирования на усталостную прочность стали 15 С 08.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p 451–456

ДК 669.14 : 621.785.6.011

Фодор Е. и Молдован И.: **Определение прокаливаемости сталей при помощи метода торцового охлаждения на заводе „Индустрия Сырмей" — Кымпия Турзий**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 457–459

ДК 669.131.6.018.2 : 621.74

Митрофан А. и Маргеску М.: **Производство высокопрочных перлитных чугунов, предназначенных для отливки станочных деталей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p 460–464

ДК 539.215.2:539.4:621.742.4

Ваниорек К.: **Гранулометрическая и физическая характеристика при помощи геометрических показателей формовочных и других подобных смесей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 465–468

ДК 621.74 : 669.2/8 : 338.062

Станчиу И.: **Определение оптимальной продолжительности производственного цикла в литейных цехах цветных металлов, при помощи метода Перта.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 469–472

ДК 621.771.23

Ледерер А.: **Технологические основы проектирования наладочного отделения для толстолистового прокатного стана на комбинате Галац.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 473–479

ДК 669.1

Киндлер Н. и Попа С.: **К истории черной металлургии в окрестностях Хунедоары (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 480–483

ДК 621.9.025

Негря И.: **Стандарды на абразивный инструмент — активный фактор непрерывного повышения его качества.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 484–485

INHALT

DK 669.162.16

Dijmărescu A. und *Sfercocea P.*: **Koksersparnis bei den Hochöfen des Eisen und Stahlwerkes Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 429–434

DK 622.7

Forizs Şt.: **Beiträge zur Frage des Mahlens von Magerungsmittel unter Industrieumständen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p, 435–439

DK 669.041.38 : 662.944

Ghiliceanu M., Vezeanu P. und *Cioacă I.*: **Berücksichtigungen über den Verbrauch der Brennstoff-Sauerstoff Brenner für elektrische Öfen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 440–446

DK 621.742

Cosneanu C., Sofroni L., Cohn E., Landes V., Catană V., Necula I., Schönberger F., Frenţoni D. und *Iacob M.*: **Anlage zur Aufbereitung der flüssingen Formassen und ihre Anwendung bei der Kokillenherstellung.**

Metalurgia 21 (1969), nr 9, p. 447–450

DK 669.14 : 621.785.5 : 539.431

Tudoran P., Giacomelli I. und *Fiterău Victoria*: **Erforschungen über den Einfluss der Karbonitrierung auf die Ermüdungsfestigkeit des 15 C 08 Stahles.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 451–456

DK 669. 14 : 621.785.6.011

Fodor Elisabeta und *Moldovan I.*: **Bestimmung der Abschreckbarkeit der Stähle durch die Stirnabschreckmethode im Werk „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 457–459

DK 669.131.6.018.2 : 621.74

Mitrofan A. und *Marghescu M.*: **Erzeugung von hochwiderständigem perlitischem Roheisen für gegossene Werkzeugmaschinenteile.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 460–464

DK 621.742.42

Wanyorek C.: **Granulometrische und physikalische Schilderung der Form- und gleichartigen Mischungen durch geometrische Kennziffern.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 465–468

DK 621.74 : 669.21/.8 : 338.062

Stanciu I.: **Feststellung der Optimaldauer des Produktionsprozesses in Nichteisenmetallgiessereien mittels der PERT-Methode.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 469–472

DK 621.771.23

Lederer A.: **Technologische Grundlagen der Entwurfbearbeitung für die Grobblechwalzwerk-Adjustage in Galaţi.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 473–479

DK 669.1

Chindler N. und *Popa S.*: **Beiträge zu der Eisenmetallurgiegeschite in der Hunedoara-Umgebung (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 480–483

DK 621.9.025

Negrea I.: **Normen für Schleifgeräte — Hauptfaktor für eine stetige Qualitätsverbesserung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 484–485

CONTENTS

DC 669.162.16

Dijmărescu A. and *Sfercocea P.*: **Coke sparing in blast furnaces of the Iron and Steel Plant — Reşiţa.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 429–434

DC 622.7

Forizs Şt.: **Contributions to the question of lean material grinding in industrial conditions.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 435–439

DC 669. 041.38 : 662.944

Ghiliceanu M., Vezeanu P. and *Cioacă I.*: **Considerations regarding utilization of oxy-fuel burners in electric furnaces.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 440–446

DC 621.742

Cosneanu C., Sofroni L., Cohn E., Landes V., Calană V., Necula I., Schönberger F., Frenţoni D. and *Iacob M.*: **Equipment for fluid moulding — mixture preparation and its utilization in ingot — mould manufacturing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 447–450

DC 669. 14 : 621.785.5 : 539.431

Tudoran P., Giacomelli I., Filerău Victoria and *Cosma Rilla*: **Investigations regarding influence of carbonitriding on 15 C 08 steel fatigue resistance.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 451–456

DC 669. 14 : 621.785.6.011

Fodor Elisabeta and *Moldovan I.*: **Estimation of steel hardenability by the frontal-cooling method, in Plant „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 457–459

DC 669. 131.6.018.2 : 62.74

Mitrofan A. and *Marghescu M.*: **High-resistance pearlitic iron for machine-tool cast parts.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 460–464

DC 539.215.2 : 539.4 : 621.742.4

Wanyorek C.: **Granulometric and physical characterization by geometrical indices of moulding and other similar mixtures.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 465 468

DC 621.74 : 669.2/.8 : 338.062

Stanciu I. **Estimation of optimum manufacturing cycle in non-ferrous foundries by means of the PERT method.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 469–472

DC 621.771.23

Lederer A.: **The engineering features of the Galaţi plate mill finishing department.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 473–479

DC. 669.1

Chindler N. and *Popa S.*: **Contributions to the history of ferrous metallurgy in the Hunedoara-surroundings (II).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 480–483

DC 621. 9..025

Negrea I.: **Standards for grinding tools — main condition for continuous quality improvement.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 9, p. 484–485

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 9
SEPTEMBRIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

BIBLIOTECA CENTRALĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI

Economia de cocs la furnalele Combinatului siderurgic din Reşiţa

Ing. A. DIJMĂRESCU şi P. SFERCOCEA
Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 669.162.16

L'ÉPARGNE DU COKE DANS LES HAUTS FOURNEAUX DU COMBINAT SIDÉRURGIQUE DE REŞIŢA

Compte tenu des conditions spécifiques roumaines dans le domaine de la production de la fonte, la seule voie importante pour augmenter l'efficacité économique est la réduction de la consommation spécifique du coke.

Dans la période 1961 — 1968, 83% de la valeur absolue qui représente la réduction du prix de revient de la fonte sont dus, au Combinat sidérurgique de Reşiţa, à la réduction de la consommation spécifique du coke.

Cela est devenu possible en perfectionnant la technologie, la conduite et l'organisation du processus de la production, et en appliquant des mesures parmi lesquelles il faut citer : l'augmentation du poids de l'agglomérat autofondant dans la charge jusqu'à 80% (en 1968) ; l'amélioration de la qualité des matières premières et surtout de l'agglomérat ; la hausse de la température de l'air chaud depuis 523 °C en 1961 jusqu'à 988 °C en 1968 ; l'introduction de l'insufflation du méthane et l'augmentation de son débit au-delà de 90 m³/t de fonte ; la hausse de la pression dans la gueulard ; la réduction de la teneur en silicium et en manganèse dans la fonte etc.

Afin de réduire encore la consommation spécifique du coke technique au-dessous de 550 kg par tonne de fonte on devra envisager une augmentation de la quantité de fonte extraite de la charge jusqu'à 50% environ ; une augmentation de la basicité moyenne de l'agglomérat au-delà de 1,25 ; la diminution des sortes de minérai et de calcaire employées, ainsi que l'amélioration de la qualité du calcaire ; l'homogénéisation des matières premières ; l'utilisation des additives combustibles liquides riches en carbone etc.

COKE SPARING IN BLAST FURNACES OF THE IRON AND STEEL PLANT – REŞIŢA

The only important way to increase economic efficiency as regards raw iron — under conditions proper to Rumania — is lowering of specific coke consumption.

Between 1961 and 1968, 83% of the absolute iron cost price lowering in Iron and Steel Plant — Reşiţa was due to specific coke consumption decrease.

This was made possible by technology, management and operating condition improvement as well as by measures taken with regard to : increase of self-smelting agglomerate amount in the charge, up to 80% (in 1968) ; improvement of raw material and especially of agglomerate quality ; increase in hot blast temperature from 523°C (in 1961) to 988°C (in 1968) ; utilization of methane blow-in, and increase of its flow beyond 90 m³/t raw iron ; increase of charge throat pressure ; decrease of silicium and manganese content in raw iron etc.

In view of a more advanced decrease as regards technical coke consumption (under 550 kg/t raw iron), it will be necessary to take following into consideration : increase in raw iron output from the charge up to nearly 50% ; increase of average agglomerate basicity over 1.25 ; reduction in number of utilized ore and limestone sorts as well as improvement of limestone quality ; adequate homogenizing of raw materials ; utilization of carbon-rich, liquid, combustible addings etc.

Pentru producţia de fontă brută, ca de altfel pentru oricare altă activitate, eficienţa economică constituie un obiectiv important care sintetizează toate măsurile ce se iau în vederea ridicării pe o treaptă superioară a muncii la furnale şi este caracterizată în special de nivelul preţului de cost, în comparaţie cu cheltuielile efectuate pe plan mondial pentru obţinerea unei tone de fontă.

În gospodărirea metalelor furnalele prezintă avantaje deoarece din fierul total al încărcăturii nu se pierde mai mult de 3%, în timp ce la alte

agregate siderurgice pierderile metalice sînt mai mari.

În acest sens se poate spune că, pentru reducerea prețului de cost al fontei, nu pot fi obținute rezultate importante acționînd asupra consumului specific de fier, spre deosebire de oțelării unde aceasta este o cale importantă de creștere a gradului de rentabilizare.

De asemenea, la furnale nu pot fi realizate economii nici în ceea ce privește prețul minereurilor utilizate în producția de fontă, deoarece acesta este dictat de conjuncturа existentă pe piața mondială, în cazul minereurilor importate, sau de costul extracției și al prelucrărilor ulterioare, pentru cele indigene.

Rezultă deci că factorii hotărîtori care contribuie la reducerea prețului de cost al fontei, asupra cărora furnaliștii pot să acționeze, sînt cheltuielile de exploatare și consumul specific de cocs.

Pentru producția de fontă în furnale economia de cocs constituie o necesitate obiectivă, o direcție importantă a progresului tehnic și, după părerea unanimă a specialiștilor, în viitor tendința de economisire a cocsului va fi determinantă pentru sporirea eficienței economice în producția de fontă deoarece, pe lîngă faptul că are un efect deosebit asupra prețului de cost, contribuie la îmbunătățirea indicelui de utilizare intensivă, prin reducerea volumului util ocupat de partea fără minereu a încărcăturii.

Reducerea consumului specific de cocs capătă importanță deosebită în condițiile din România cu atît mai mult, cu cît rezervele de cărbuni cocsificabili sînt insuficiente, fapt care determină să se importe anual cantități însemnate de cocs și huilă cocsificabilă.

Pentru cocsul produs la Combinatul siderurgic — Reșița se importă în medie 35% din materia primă, dar pe această cale nu se asigură decît circa 26% din necesarul de cocs al furnalelor, restul importîndu-se în special din U.R.S.S. și Cehoslovacia. Acest lucru a determinat ca reducerea continuă a consumului specific de cocs să stea permanent în atenția furnaliștilor din Reșița, care au căutat să găsească mijloace și căi care să influențeze favorabil micșorarea cantității de cocs necesară pentru o tonă de fontă. Dinamica indicatorilor tehnico-economici de bază a fost determinată de consecvența și eficiența cu care s-a acționat asupra fiecărui rol pe care-l are cocsul în furnal (agent termic, fizic și chimic), prin transformări tehnologice, prin modificarea constructivă a unor instalații, precum și prin organizarea mai bună a procesului de producție.

Toate aceste măsuri s-au concretizat printr-un ritm mediu anual de reducere a consumului specific de cocs, între anii 1961 și 1968, de 7,1%, ritm superior multor țări cu o industrie siderurgică dezvoltată. Pe perioada respectivă la furnalele de la Reșița consumul specific de cocs tehnic a fost redus cu 40% sau cu 399 kg/tf, așa cum rezultă și din figura 1.

Evoluția consumului specific de cocs la cele două furnale arată că, în primii ani la furnalul nr. 2 s-au obținut rezultate mai bune însă începînd cu anul 1966, din cauza unor deranjamente survenite în exploatarea furnalului nr. 1, s-a hotărît ca la acesta să se utilizeze o încărcă-

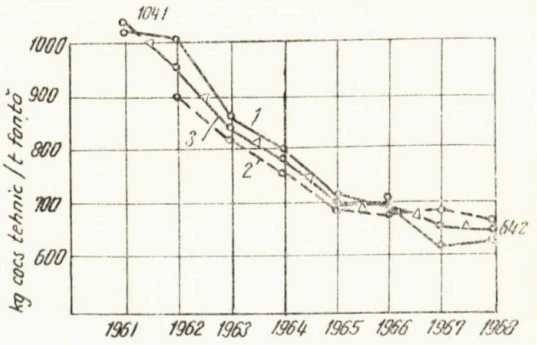


Fig. 1. Reducerea consumului specific de cocs în perioada 1961—1968:
1 — furnalul nr. 1; *2* — furnalul nr. 2; *3* — total secție.

tură mai bogată și cocs numai din import, urmînd ca cocsul propriu, care are caracteristici mai slabe, să fie folosit numai la furnalul nr. 2.

Pe lîngă aceasta, la furnalul nr 2, care a avut un profil mai bine format, procesul de producție a fost condus astfel încît să se obțină un mers mai intens, fapt reieșit și din aceea că producția zilnică a depășit-o sensibil pe aceea a furnalului nr. 1. Creșterea intensității de ardere, determinată de necesarul sporit de fontă, și folosirea cocsului propriu au diminuat oarecum efectul măsurilor preconizate pentru reducerea consumului specific de cocs.

Efectul economic al acțiunilor întreprinse la furnalele de la Reșița devine mai evident și prin faptul că, în prețul de cost al fontei, ponderea cocsului a scăzut an de an, după cum urmează:

1963—44,5%	1966—39,8%
1964—42,5%	1967—38,5%
1965—40 %	1968—38,1%

Acest lucru se observă mai bine din figura 2, în care s-a reprezentat în valori absolute prețul de cost anual al fontei și cît din acesta îl constituie valoarea cocsului. În timp ce prețul fontei a fost redus în perioada respectivă cu 15,7%, valoarea cocsului pentru o tonă de fontă a scăzut cu 27%, rezultînd astfel că 83% din reducerea absolută a prețului de cost al fontei a fost determinată de micșorarea consumului specific de cocs. În acest fel se confirmă dezideratul expus anterior, în sensul că principala pîrghie cu eficiență deosebită, asupra căreia se poate acționa de către furnaliști, pentru reducerea prețului de cost al fontei, o constituie micșorarea consumului specific de cocs, concomitent

cu introducerea tehnicii noi şi a tehnologiilor avansate.

Efectele măsurilor care s-au aplicat de-a lungul anilor asupra consumului specific de cocs nu sînt la fel de evidente şi de pronunţate pentru fiecare în parte deoarece fie că s-au suprapus, fie că au survenit alte influenţe exterioare favorabile sau nefavorabile.

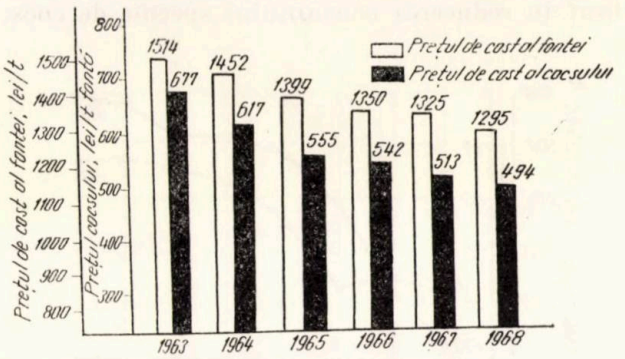


Fig. 2. Variaţia preţului de cost al fontei în perioada 1963 — 1968.

În cele ce urmează se arată principalele direcţii în care s-a acţionat pentru reducerea consumului de cocs atît prin îmbunătăţirea tehnologiei cît şi a încărcăturii furnalelor.

Pregătirea încărcăturii a fost una din problemele căreia i s-a acordat o deosebită importanţă, astfel încît aceasta să corespundă cerinţelor de compoziţie, greutate, granulaţie etc. În acest sens se poate spune că a scăzut continuu greutatea totală a încărcăturii pentru o tonă de fontă de la 2 976 kg, în 1962, la 2 290 kg, în 1968.

Rolul preponderent în această privinţă l-a avut folosirea aglomeratului autofondant şi creşterea participării acestuia în încărcătură de la 40%, în 1963, la 80%, în 1968 (fig. 3).

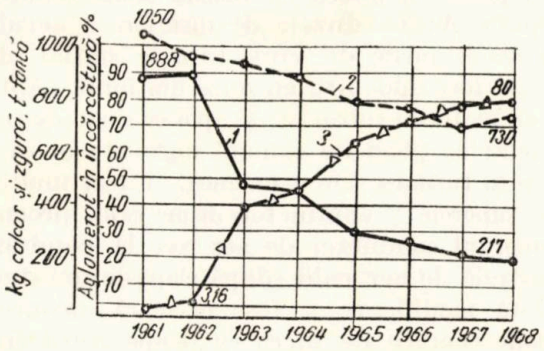


Fig. 3. Variaţia participării calcarului şi aglomeratului în încărcătură precum şi a zgurei în perioada 1961—1968 : *1* — calcar; *2* — zgură; *3* — aglomerat.

În perioada 1962 — 1968 producţia la aglomerat a crescut de aproape nouă ori, lucru devenit posibil prin aceea că s-au dat în folosinţă două benzi Dwight-Lloyd de cîte 75 m² fiecare.

Unele caracteristici ale aglomeratului produs la Combinatul siderurgic din Reşiţa sînt date în tabela 1.

Mărirea cantităţii de aglomerat în şarja furnalelor a dus la reducerea substanţială a minereurilor brute, silicioase şi cu o granulaţie necorespunzătoare, care determinau diverse neajunsuri în exploatarea furnalelor. În acelaşi timp nevoia folosirii calcarului direct în furnal s-a făcut din ce în ce mai puţin simţită astfel, încît de la 888 kg/t fontă, în 1962, s-a ajuns la numai 217 kg, în 1968.

Din datele prezentate în tabela 1 rezultă că fierul conţinut de aglomerat a crescut destul de puţin (între 44 şi 47%), însă împreună cu mărirea importantă a consumului specific de aglomerat de la 1 071 kg/t fontă, în 1963, la 1847 kg, în 1968, şi reducerea consumului de calcar au constituit factorii determinanţi pentru îmbogăţirea încărcăturii astfel, încît pe perioada respectivă scoaterea de fontă să crească cu 31%, iar cantitatea de zgură să scadă cu peste 300 kg/t fontă.

Transferarea unei părţi însemnate din căldura necesară disocierii calcarului în furnal pe

Tabela 1

Caracteristica	1963	1964	1965	1966	1967	1968
Conţinutul de fier, %	44,4	46,29	46,66	47,19	46,99	46,47
Bazicitatea $CaO:SiO_2$	0,95	1,03	1,02	1,01	1,00	1,02
Rezistenţa la toba Rubin, %	22,8	22,4	21,94	21,23	21,17	21,11
Granulaţia la încărcarea în schip, % 0— 5 mm	×	30	28,4	29,4	27,60	21,52
5—10 mm	×	32,4	33,6	33,2	27,98	24,46
peste 10 mm	×	37,6	38	37,4	44,42	54,02

banda de aglomerare, unde se foloseşte cocs mărunt, rezultat de la cernerea celui metalurgic, a constituit o măsură cu o eficienţă deosebit de mare în direcţia reducerii consumului de cocs.

Efectul economic ar fi fost şi mai însemnat dacă se obţineau succese mai mari în sporirea bazicităţii aglomeratului căreia, aşa după cum se vede în tabela 1, nu i s-a acordat o atenţie suficientă, rămînînd ca în viitor aceasta să fie singura cale importantă pentru eliminarea calcarului din încărcătura furnalelor, întrucît sulful cocsului se menţine ani la rînd aproximativ constant.

În urma faptului că aglomeratul a devenit componentul principal al încărcăturii furnalelor, s-a căutat că se îmbunătăţească continuu caracteristicile chimice, fizice şi mecanice ale acestuia. Astfel, rezistenţa la toba Rubin a fost îmbunătăţită an de an, iar prin perfecţionarea tehnologiei şi prin introducerea celei de-a doua trepte de sitare ponderea măruntului sub 5 mm

a scăzut (în special în 1968), menţinîndu-se totuşi la un nivel ridicat.

Cu toate succesele obţinute în această direcţie problemele ridicate de pregătirea încărcăturii continuă să formeze obiectul preocupărilor furnaliştilor şi a aglomeratoriştilor, mai ales că s-a ajuns la concluzia unanimă asupra necesităţii micşorării şi eliminării fracţiilor sub 5 mm din aglomerat şi minereu, precum şi la limitarea dimensiunilor maxime la 25 — 30 mm, pentru minereu, şi 30 — 40 mm, pentru aglomerat.

Din cercetările proprii a rezultat că anual se consumă o mare cantitate de cocs pentru a compensa efectul negativ al măruntului din aglomerat. În scopul reducerii acestor fracţii din încărcătura furnalelor, în ultimul an s-au luat măsuri pentru îmbunătăţirea tehnologiei de aglomerare, a controlului şi a supravegherii aplicării stricte a prescripţiilor acesteia, precum şi pentru îmbunătăţirea arderii, fapt care a dus la reducerea substanţială a mărunţirii aglomeratului şi deci la micşorarea consumului de cocs în furnale.

Se poate spune că, în anul 1968, reducerea consumului specific de cocs nu a fost posibilă decît prin reducerea conţinutului de mărunt sub 5 mm din aglomerat, prin exploatarea mai raţională a furnalelor şi prin stăpînirea mai bună a regimului termic.

În direcţia pregătirii încărcăturii furnalelor de la Reşiţa, rămîn deschise unele probleme deosebit de importante, de a căror rezolvare va depinde în viitor coborîrea consumului specific de cocs tehnic sub 530 kg/t fontă, printre care se pot enumera : creşterea conţinutului de fier, eliminarea măruntului sub 5 mm din aglomerat, creşterea bazicităţii medii a acestuia la peste 1,25 astfel încît să se asigure eliminarea calcarului din încărcătură, micşorarea fluctuaţiei compoziţiei chimice a aglomeratului, reducerea sorturilor de minereuri şi de cocs folosite, micşorarea bazicităţii zgurei şi altele.

Pentru transpunerea în practică a acestor măsuri, va trebui să se asigure şi o omogenizare corespunzătoare a minereurilor. Actualmente, omogenizarea în depozitul fabricii de aglomerare se face ineficient, în mod natural, prin descărcarea materialelor în depozit şi prin preluarea acestora cu greiferul.

Pentru a ilustra gradul insuficient de omogenizare s-a calculat, prin prelucrarea statistică a unor probe luate timp de 30 de zile, că abaterea medie pătratică scade puţin după depozit, şi anume cu 26% la conţinutul de fier şi cu 29% la conţinutul de SiO_2, iar nivelul absolut al acestor abateri se menţine destul de ridicat (între 1,65 şi 2,64).

Tot pe linia îmbunătăţirii calităţii componenţilor încărcăturii au fost obţinute succese importante în ceea ce priveşte calitatea cocsului propriu, al cărui conţinut de cenuşă a scăzut an de an de la 15,75%, în 1958, la 11,65%, în 1968, îmbunătăţindu-se în acelaşi timp şi rezistenţa M_{40}, la toba Micum, de la 65,3% la peste 70%.

Creşterea temperaturii aerului insuflat şi a consumului specific de gaz metan au fost mijloacele care au avut de asemenea un rol important în reducerea consumului specific de cocs.

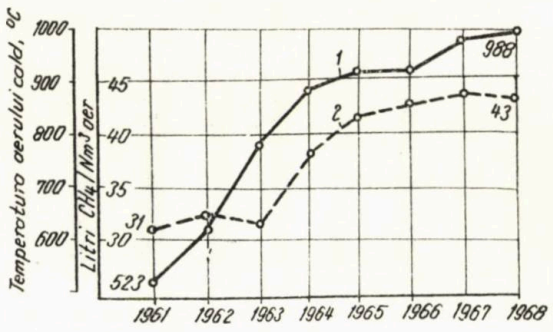


Fig. 4. Variaţia temperaturii aerului cald şi a debitului de gaz metan în perioada 1961—1968 :
1 — temperatura; *2* — debitul de CH_4.

Este interesant de arătat că ridicarea temperaturii aerului, de la 523°C în anul 1961 la 988°C în 1968 (fig. 4), s-a făcut fără a fi necesare investiţii suplimentare, adică fără modificarea sistemului constructiv al cauperelor, ci numai prin valorificarea superioară a materialelor refractare necesare zidăriei acestora şi prin îmbunătăţirea calităţii încărcăturii furnalelor.

Bineînţeles că această creştere a atras după sine modificarea mecanismelor şi a agregatelor care deservesc alimentarea cu aer cald a furnalelor, pentru a putea să reziste noilor condiţii de lucru. Astfel, duzele de insuflare a aerului cald de la gurile de vînt, turnate iniţial din oţel, au fost înlocuite cu duze din fontă căptuşite cu material refractar şi apoi cu duze de oţel refractar cu plăci de şamotă înglobate în interior prin turnare. De asemenea, au fost modificate şuberele şi conductele de aer cald, precum şi racordul conductei de aer rece la conducta magistrală de aer cald (după clapa de amestec). Această modificare a fost necesară deoarece în noile condiţii de lucru cu temperatură ridicată, în care energia cinetică a aerului a crescut, trebuia să se împiedice curgerea laminară a acestuia şi să se asigure un grad de amestec cît mai avansat între aerul rece şi cel cald.

Creşterea în continuare a temperaturii aerului la furnalele de la Combinatul siderurgic — Reşiţa este condiţionată de unele greutăţi care pot fi rezolvate, însă trebuie să se determine temperatura economic optimă, deoarece s-ar putea ca, la temperaturi peste 1100°C, cheltuie-

lile cu încălzirea aerului să nu fie compensate de costul cocsului economisit.

Din diagrama prezentată în figura 4 se observă că, o dată cu mărirea temperaturii aerului insuflat, a crescut şi debitul de gaz metan introdus prin gurile de vînt, de la 31,0 l/Nm ^{3} aer, în 1963, la 43,0 l/Nm ^{3}, în 1968.

Pe lîngă contribuţia pe care o are la înlocuirea unei părţi însemnate din cocsul încărcăturii, se poate spune că gazul metan are o influenţă favorabilă şi asupra regimului termic, în special la periferia etalajului şi a pîntecului, conducînd la micşorarea probabilităţii de apariţie a deranjamentelor de natura agăţărilor sau lipiturilor. Astfel se ajunge la concluzia că creşterea temperaturii aerului cald şi mărirea debitului de gaz metan insuflat în furnal se favorizează reciproc.

Introducerea metodei de lucru cu gaz metan şi creşterea debitului acestuia la peste 90 Nm ^{3}/t fontă a dus şi la reducerea umidităţii aerului în mod continuu pînă la cea atmosferică, iar instalaţiile de reglare a umidităţii au fost dezafectate şi transformate în vederea reglării automate a debitului de gaz insuflat în funcţie de debitul de aer.

Pentru anii următori problema principală care se ridică în legătură cu folosirea adaosurilor combustibile la furnale rămîne stabilirea unui debit optim de gaz metan, pentru ca acesta să fie folosit cît mai raţional şi să se cerceteze efectul economic al introducerii combustibililor lichizi sau al prafului de cărbune.

Ridicarea presiunii la gura de încărcare a furnalelor a contribuit şi ea la sporirea eficienţei economice a activităţii.

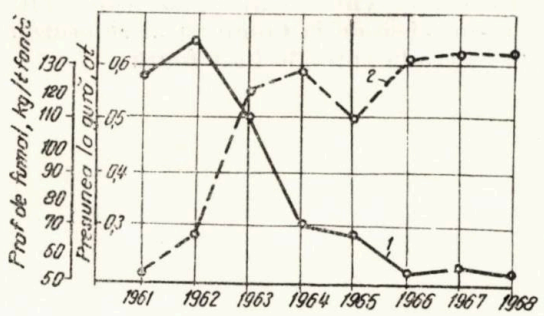


Fig. 5. Variaţia presiunii la gura de încărcare a furnalelor şi a cantităţii de praf antrenat de gaze :
1 — praful de furnal; *2* — presiunea.

Creşterea presiunii la gură (fig. 5) a contribuit direct la sporirea productivităţii furnalelor, deoarece a permis mărirea continuă a debitului de aer fără să apară deranjamente în coborîrea coloanei de materiale.

Prin aceasta şi prin faptul că asigură o folosire mai judicioasă a energiei termice şi chimice a gazelor reducătoare, presiunea ridicată la gură a contribuit nemijlocit la economisirea cocsului.

O influenţă deosebită a avut-o creşterea presiunii la gura de încărcare asupra reducerii cantităţii de praf antrenat cu gazele care, aşa cum se vede din figura 5, a scăzut de la 153,5 kg/t fontă în 1963 la 50,3 kg în 1968, fapt care a avut un efect economic deosebit atît în folosirea mai judicioasă a materiilor prime şi a cocsului, cît şi asupra instalaţiilor de epurare a gazelor, prin care actualmente se vehiculează de trei ori mai puţin praf decît în 1963.

În anii următori se prevede o mărire a presiunii la gură pînă la 1—1,1 ats, fiind necesare însă modificări în instalaţiile de gaz, deoarece furnalele au fost proiectate pentru o presiune de numai 0,7 ats.

Îmbunătăţirea compoziţiei chimice a fontei a contribuit la reducerea consumului de cocs prin scăderea continuă atît a conţinutului de siliciu, cît şi a celui de mangan al fontei albe, aşa cum rezultă şi din tabela 2.

Tabela 2

Compoziţia fontei, %	1961	1962	1963	1964	1965	1966	1967	1968
Si	1,16	1,04	1,12	1,04	0,90	0,84	0,90	0,88
Mn	1,76	1,12	1,03	0,87	0,69	0,78	0,66	0,44
P	0,106	0,117	0,145	0,155	0,169	0,168	0,180	0,160
S	0,073	0,057	0,042	0,028	0,026	0,033	0,035	0,056

Pentru reducerea conţinutului de siliciu şi de mangan din fontă s-a elaborat o tehnologie nouă, care a permis economisirea atît a minereului de mangan, care este scump, cît şi a cocsului, prin aceea că reducerea pe cale directă a acestor elemente reclamă un consum mare de carbon.

Micşorarea conţinutului de mangan în fonta de afinare, de aproape trei ori, în perioada 1961 — 1968, nu a provocat aşa cum se credea iniţial o înrăutăţire a calităţii fontei. Dimpotrivă, procentul de sulf din fontă a fost redus în 1968 la sub jumătate din cel conţinut în anul 1961.

În prezent conţinutul de siliciu şi cel de mangan în fontă este dictat de cerinţele şi clauzele contractuale atît ale beneficiarilor interni, cît şi ale celor externi.

Îmbunătăţirea activităţii economice în producţia de fontă la Reşiţa este caracterizată prin faptul că, pe lîngă reducerea consumului specific de cocs, s-a mărit gradul de folosire intensivă a furnalelor, concomitent cu micşorarea intensităţii de ardere.

În figura 6 se vede că în timp ce indicele de utilizare intensivă a crescut cu 38%, între 1961

și 1968, intensitatea de ardere a scăzut cu 17,7%, avînd o ușoară creștere în ultimii ani, determinată de necesarul sporit de fontă. Coeficientul de utilizare a volumului util l-a depășit cu mult pe cel proiectat, ajungînd în 1968 la 1,342 t/m ^{3} zi.

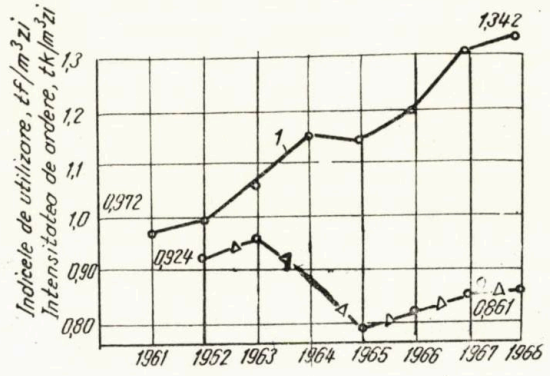


Fig. 6. Variația indicelui de utilizare și a intensității de ardere în perioada 1961 — 1968 :
1 — indicele de utilizare; *2* — intensitatea de ardere.

Toate aceste succese obținute în activitatea furnalelor au fost posibile prin împletirea experienței, a practicii producției cu elementele novatoare, cu transpunerea în realitate a rezultatelor obținute de cercetarea științifică.

Concluzii

Practica exploatării furnalelor de la Combinatul siderurgic — Reșița a confirmat că factorul determinant pentru ridicarea gradului de rentabilizare a fontei îl constituie economia de cocs, care este condiționată de îmbinarea armonioasă a progreselor științei și tehnicii în domeniul respectiv cu experiența de exploatare acumulată de-a lungul anilor.

Pe perioada 1961—1968 s-a realizat un ritm mediu anual de reducere a consumului specific de cocs de 7,1%, ceea ce echivalează cu aproape 400 kg cocs tehnic pe tona de fontă. Această economie a fost obținută prin perfecționarea tehnologiei, prin îmbunătățirea conducerii și a organizării procesului de fabricație, precum și prin aplicarea unor măsuri cu eficiență deosebit de însemnată. Printre aceste măsuri se pot menționa : introducerea folosirii aglomeratului autofondant și mărirea ponderii lui în încărcătura pînă la 80%, ceea ce a permis reducerea consumului de calcar brut de peste patru ori, creșterea temperaturii aerului cald de aproape două ori, mărirea debitului de gaz metan la peste 90 Nm ^{3}/t fontă, sporirea presiunii la gură, reducerea conținutului de siliciu și mangan din fontă și altele.

După aprecierile făcute, folosirea aglomeratului autofondant a avut, asupra consumului specific de cocs, un efect economic mai mare decît introducerea gazului metan în creuzetul furnalelor.

Există însă și unii factori care diminuează sau frînează efectul economic al măsurilor aplicate și care vor trebui ca în viitor să stea în atenția furnaliștilor ; printre cei mai importanți se consideră următorii : creșterea conținutului de fier în încărcătură ; rezolvarea problemei omogenizării materiilor prime ; sporirea bazicității aglomeratului în vederea eliminării complete a calcarului din încărcătură ; reducerea numărului de sorturi de minereuri și cocs atît la aglomerare, cît și la furnale ; îmbunătățirea calității calcarului propriu ; cercetarea eficienței economice a folosirii combustibililor lichizi ; efectuarea de cercetări în vederea determinării granulației optime a cocsului încărcat și altele.

Transpunerea practică a acestor măsuri poate permite ca, în viitorul apropiat, consumul de cocs la furnalele de la Combinatul siderurgic — Reșița să scadă sub 530 kg/t fontă.

Contribuţii la problema măcinării degresantului în condiţii industriale *

Ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 622.7

CONTRIBUTIONS AU PROBLÈME DU BROYAGE DU DÉGRAISSANT DANS LES CONDITIONS INDUSTRIELLES

On présente quelques observations et conclusions sur le fonctionnement de l'installation de broyage des dégraissants à l'usine de coke de Hunedoara, en précisant les facteurs qui influent sur la finesse du broyage: le débit de l'installation, l'humidité du dégraissant, la composition du mélange dégraissant, l'usure des marteaux.

CONTRIBUTIONS TO THE QUESTION OF LEAN MATERIAL GRINDING IN INDUSTRIAL CONDITIONS

Some remarks and conclusions on grinding equipment running in Coke-Chemical Plant — Hunedoara are presented, with emphase on elements influencing grinding fineness: equipment output, humidity of lean material, composition of lean mixture, hammer wear.

Primele observaţii privind granulaţia necesară a degresantului la fabricarea cocsului metalurgic din huilele de Valea Jiului în condiţii de laborator şi semiindustrial [1], confirmate în exploatare [2], au arătat măcinabilitatea scăzută a semicocsului şi necesitatea revizuirii schemei de măcinare a degresantului compus ulterior dintr-un amestec de semicocs şi huilă degresantă [3].

Urmărirea variaţiei rezistenţei cocsului metalurgic în funcţie de fineţea de măcinare a semicocsului a dus la constatarea că la o creştere procentuală a fracţiei 0 — 0,5 mm a semicocsului se obţine o uşoară creştere a rezistenţei.

Condiţiile de lucru ulterioare s-au schimbat, prin creşterea proporţiei de huile degresante în şarjă (pînă la 10%). Introducerea acestor huile în şarjă în amestec cu semicocs, sub denumire de degresant, şi remăcinarea dublă a acestui amestec au dus la scăderea rezistenţei cocsului cu creşterea fineţei de măcinare a degresantului [3]. Aceste observaţii au impus o urmărire mai atentă sub mai multe aspecte.

Proiectul tehnic al fluxului de măcinare fină a degresantului prevede, pentru realizarea unei granulări cît mai fine, măcinarea prin mori cu ciocane cu turaţie rapidă şi clasarea degresantului de ciururi vibratoare cu site încălzite electric. Schema tehnologică a acestei măcinări este redată în figura 1.

Acest flux de măcinare fină a intrat însă în funcţiune fără instalaţia de clasare (pe schemă separat prin linii întrerupte), materialul măcinat fiind transportat printr-un jgheab de pe banda S_3 direct pe banda S_4 de unde îşi urmează fluxul normal.

Urmărirea modului de funcţionare a instalaţiei

După intrarea în funcţiune a instalaţiei s-a trecut la urmărirea factorilor care influenţează productivitatea reală a ei. În diagramele din figura 2 (*a*, *b*, *c*, *d*, *e*, *f*) sînt prezentate variaţiile pe schimburi ale caracteristicilor mai importante de funcţionare a instalaţiei.

Din analiza acestor diagrame rezultă următoarele:

— Cantitatea medie măcinată pe schimb s-a ridicat de la 50 la 175 t, cu mari variaţii zilnice (fig. 2, *a*).

— Timpul de funcţionare a crescut de la 3 la 6 h pe schimb, satisfăcînd greu cu degresant cele trei baterii în funcţiune (fig. 2, *b*), nemaiputînd fi vorba de asigurare a patru baterii. Din analiza opririlor au rezultat următoarele observaţii:

— opririle cu durata de peste 4 h s-au datorat defecţiunilor mecanice ale instalaţiei, dintre care cele mai frecvente au fost ruperea lanţului la elevatoare, încălzirea lagărelor la concasoare, motoare şi elevatoare, precum şi distrugerea lor;

* La urmărirea fluxului de măcinare fină a degresantului şi la prelucrarea datelor au mai participat: ing. Gherghely E., ing. F. Ianca-Taflan, ing. V. Dan, ing. M. Taflan, precum şi laboranţii: G. Spörl, E. Saechler, V. Leanca-Crăciun şi personalul de exploatare şi C.T.C. de la pregătirea cărbunilor la U.C.C.H.

— opririle mai mari de 30 min care însă, în unele schimburi, au totalizat 4 h, au fost cauzate de înfundarea elevatoarelor la umidităţi de peste 15% a degresantului şi la încercările de a mări debitul la peste 40 t/h la această umiditate. La o umiditate de peste 17% şi la un debit de peste 30 t/h s-au observat înfundări la jgheaburile de alimentare ale concasoarelor sau la jgheabul dintre S_3 şi S_4; în aceleaşi condiţii s-a observat şi înfundarea concasoarelor, mai ales la uzură mare a ciocanelor. Aceste opriri mici au putut fi înlăturate la o funcţionare a fluxului cu un debit şi cu o umiditate optimă;

— debitul instalaţiei a crescut de la 17 la 30 t/h (fig. 2, *c*), media pe cele şase decade fiind de 25 t/h. Încercările de a atinge debitul mediu de 40 t/h din proiect au dus în toate cazurile la opriri, ceea ce a impus funcţionarea la un debit mediu de 25 — 30 t/h. După cum s-a constatat practic (fig. 2, *c* şi *d*), debitul este cel mai puternic influenţat de umiditatea degresantului. Rezultate optime s-au obţinut la umiditate sub 13%. În tabela 1 se redau informativ valorile debitelor obţinute la diferite umidităţi.

Încercările efectuate cu determinarea umidităţii printr-o metodă rapidă, cu probe luate direct la banda S_3 au arătat că, la umiditatea dată, depăşirea debitelor maxime prezentate în tabela 1 au dus la înfundări mari, confirmînd astfel concluzia că valoarea debitului mediu optim în aceste condiţii este de numai 25 — — 30 t/h.

Valorile medii redate în figura 3 sînt, după cum era de aşteptat, mai mici decît maximele realizate şi redate în tabela 1, confirmînd încă

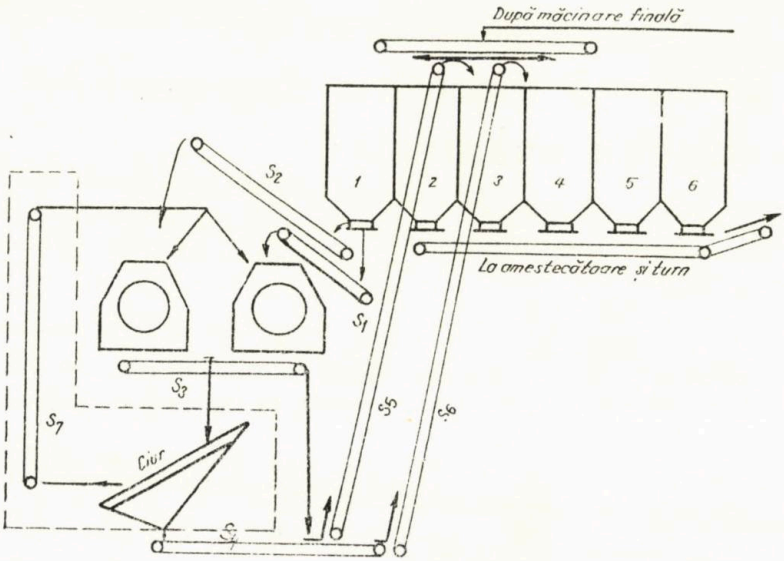


Fig. 1. Schema tehnologică a măcinării:
1 — semicocs nemăcinat; *3* — semicocs măcinat; *2, 4, 5, 6* — amestec L. U. V., huilă degresantă, huilă ameliorantă; S_1, S_2, S_3, S_5 — elevatoare; S_3, S_4, S_7 — benzi transportoare.

o dată influenţa hotărîtoare a umidităţii asupra debitului.

— Participarea semicocsului în această perioadă nu a depăşit 60%, deci instalaţia a fost încărcată cu circa 40% huile degresante, fapt care s-a resimţit în modul de funcţionare a instalaţiei (fig. 2, *e*).

Tabela 1

Perioada din 1960	Umiditatea, %	Debitul, t/h
Martie, decadele a II-a şi a III-a	12—14	38—40
În toată perioada	15—17	32—35
Aprilie, decada I	18—20	28—30
Aprilie, decadele a II-a şi a III-a	20	20—28

Factorii care influenţează fineţea de măcinare

Debitul instalaţiei arată o influenţă puternică asupra fineţei de măcinare. Din încercări speciale sistematice efectuate în acest scop, s-a constatat că fineţea scade o dată cu creşterea debitului pînă la 25 — 30 t/h, iar mai departe, la circa 33 t/h, se menţine constantă (fig. 4). Majoritatea încercărilor de a depăşi debitul optim la umiditatea dată au dus la deranjamente serioase ca: înfundări, suprasolicitări ale agregatelor etc. În nici un caz nu s-a reuşit depăşirea debitului de 40 t/h, din care cauză lipsesc datele din acest domeniu. Datele din figura 4 se referă la încercările fără deranjamente şi la o umiditate sub 17,5%, cu o participare a semicocsului în degresant de 56,4%.

În afară de aceste încercări speciale cu variaţia debitului la aceeaşi materie primă, s-a urmărit statistic variaţia zilnică a granulaţiei la debite diferite, efectuîndu-se 115 determinări. Reprezentarea grafică a acestor date (fig. 5) arată într-adevăr că creşterea debitului duce la scăderea fineţei de măcinare şi că, în condiţiile respective, nu se poate atinge decît o fineţe medie de 73 — 75% sub 0,5 mm şi de 79 — 82% sub 1 mm, ceea ce nu satisface cerinţele asigurării calităţii cocsului.

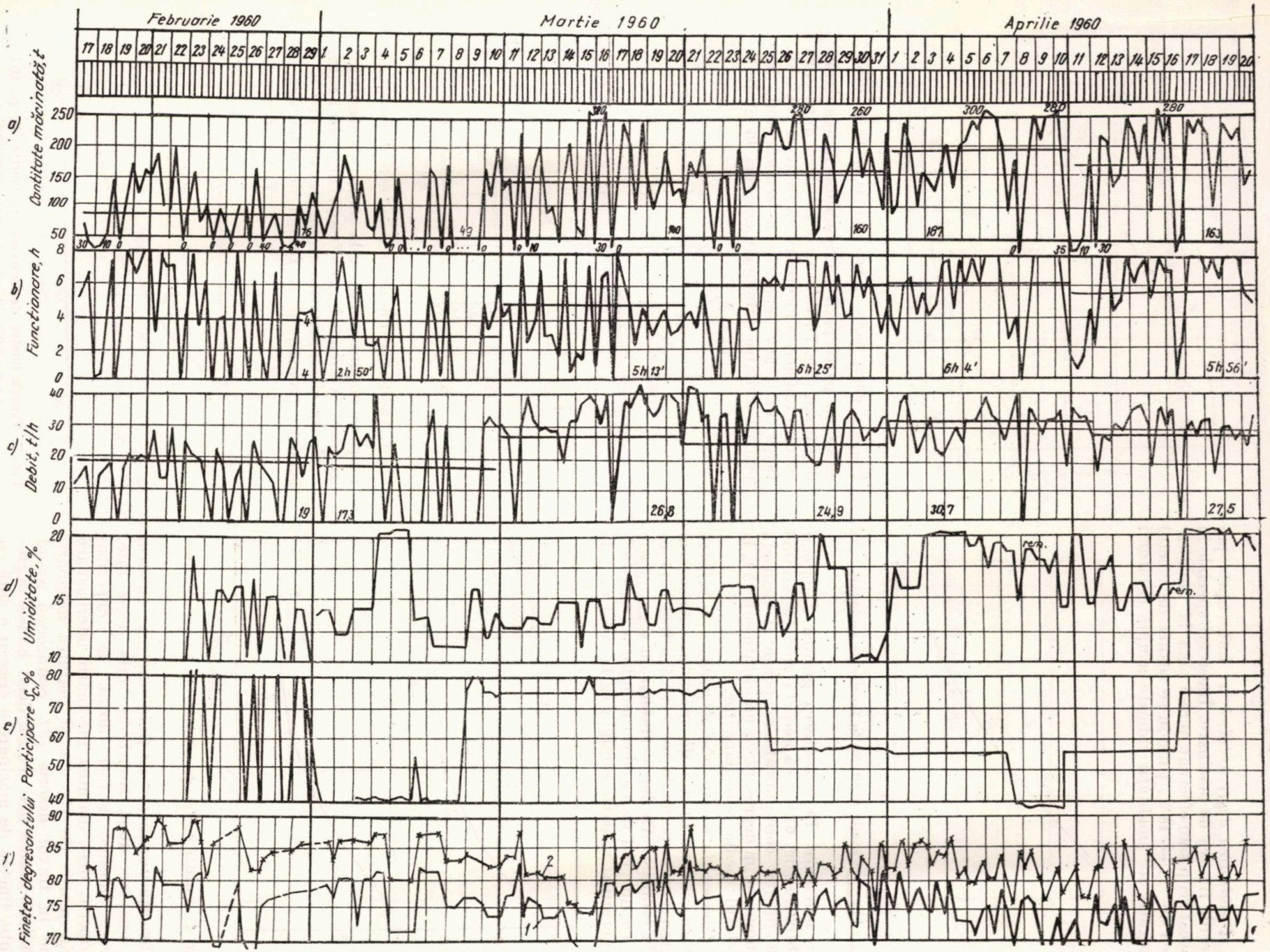


Fig. 2. Variațiile pe schimburi ale caracteristicilor de funcționare a instalației:

a — cantitatea totală măcinată; *b* — durata de funcționare reală a instalațiilor; *c* — debitul realizat; *d* — variația umidității degresantului; *e* — participarea semicocsului în amestecul degresant; *f* — finețea de măcinare a degresantului; *1* — fracție 0 — 0,5 mm; *2* — fracție 0—1 mm.

Umiditatea degresantului a influenţat puternic fineţea de măcinare. Încercări speciale în acest scop s-au efectuat numai pînă la umiditatea de 17 — 18%, ţinîndu-se seama de efectul negativ al umidităţii ridicate asupra debitului

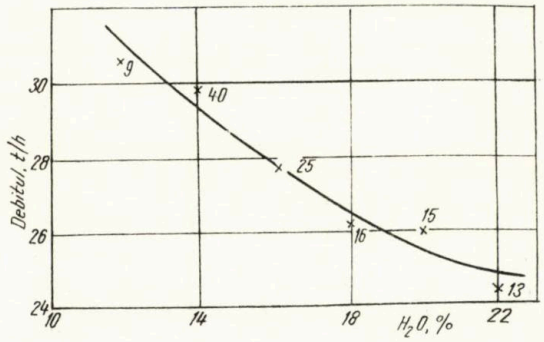


Fig. 3. Variaţia debitului în funcţie de umiditate.

de măcinare. Reprezentarea grafică a datelor obţinute (fig. 6) indică această variaţie, arătînd că fineţea corespunzătoare poate fi realizată numai cu un degresant cu umiditate sub 15% la debitul mediu corespunzător.

Compoziţia amestecului degresant se reflectă şi ea asupra fineţei de măcinare. Amestecul degresant în perioada respectivă a fost compus din semicocs Ab der — Halden cu o granulaţie şi cu un grad de coacere neuniform (ceea ce a determinat în parte renunţarea la acest mod de

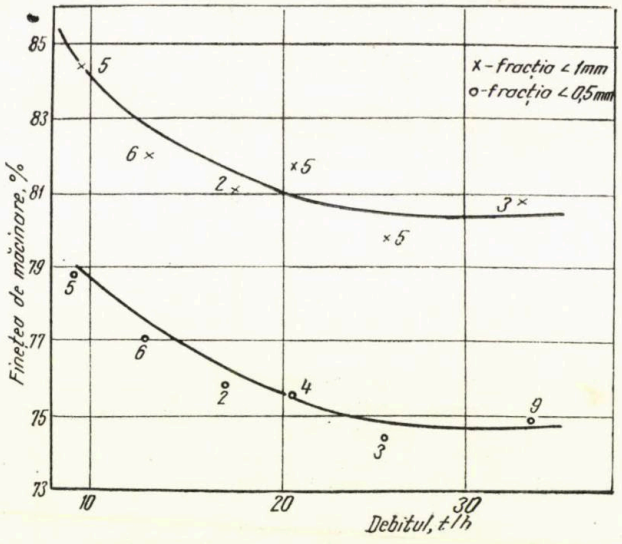


Fig. 4. Variaţia fineţei de măcinare în funcţie de debit.

fabricaţie), semicocs de fluidizare mai uniform şi una sau două tipuri de huile degresante. Acest amestec a fost dozat la depozitul acoperit, deci înaintea măcinării intermediare prin morile de 175 t/h şi înaintea măcinării fine în fluxul descris [3]. Semicocsul avînd măcinabilitatea mai redusă decît huilele degresante, fineţea de măcinare a crescut o dată cu

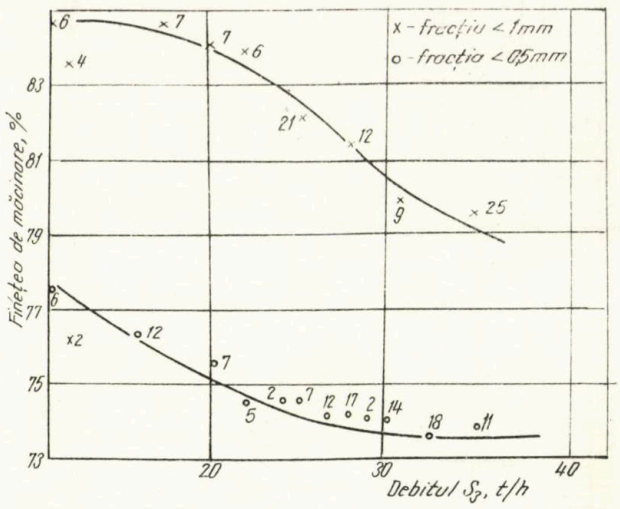


Fig. 5. Variaţia fineţei de măcinare în funcţie de debit.

scăderea participării semicocsului în amestecul degresant (fig. 7). Este necesar deci, după cum rezultă din aceste încercări, să se creeze posibilitatea măcinării separate a semicocsului, iar pentru evitarea rămînerii acestuia în granule

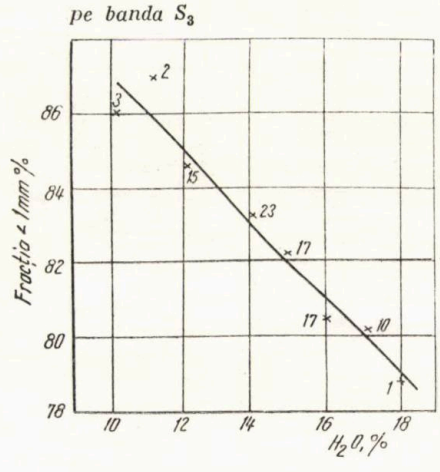


Fig. 6. Variaţia fineţei de măcinare în funcţie de umiditate.

mari se impune punerea la punct a sistemului de ciuruire şi remăcinarea fracţiei de peste 1 mm.

Uzura ciocanelor este un factor care duce la o scădere pronunţată a fineţei de măcinare a

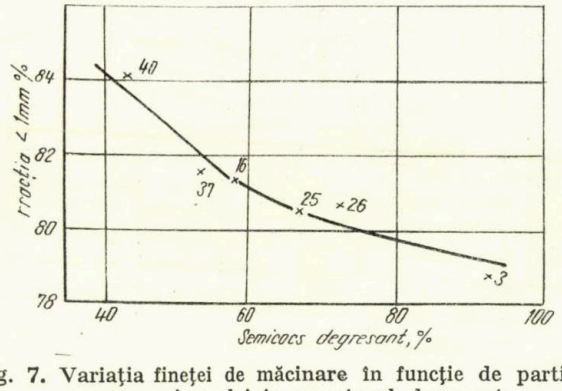


Fig. 7. Variaţia fineţei de măcinare în funcţie de participarea semicocsului în amestecul degresant.

degresantului. Din urmărirea granulaţiei de la pornirea instalaţiei s-a constatat că după 15 —16 zile de funcţionare, scade fineţea de măcinare mai ales la fracţia sub 1 mm (fig. 8).

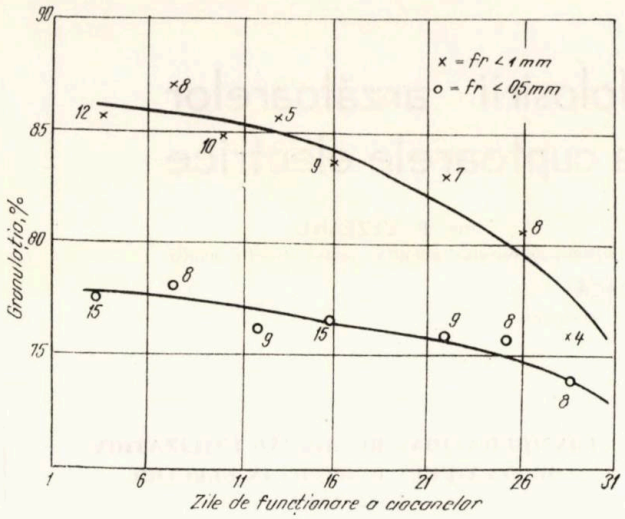


Fig. 8. Variaţia fineţei de măcinare în funcţie de durata de funcţionare a ciocanelor.

Schimbarea grătarelor de la 3,5 — 5,5 mm la 2,5 — 3,5 mm, efectuată în perioada încercărilor, a dus la îmbunătăţirea granulaţiei numai în cazul ciocanelor neuzate.

Concluzii

Din urmărirea instalaţiei de măcinare fină a semicocsului s-au tras următoarele concluzii:

— Asigurarea celor trei baterii de cocs cu degresant la un debit mediu de 25 — 30 t/h realizat la instalaţia de măcinare fină întîmpină mari greutăţi.

— În cazul măcinării unui amestec degresant reprezentînd circa 20% din şarja de cocsificare se cer unele modificări arătate mai sus, pentru realizarea chiar şi a debitului mediu de 30 t/h.

— Pentru realizarea debitului şi a finetei de măcinare necesare îmbunătăţirii calităţii cocsului se impune ca umiditatea degresantului să nu depăşească 12 — 15%.

— Pentru realizarea debitului minim necesar şi a finetei satisfăcătoare ciocanele trebuie recondiţionate (schimbate) după o funcţionare de cel mult 14 — 15 zile, organizînd încărcarea lor automată cu aliaje dure.

— Finetea de măcinare a degresantului nu este satisfăcătoare, şi aceasta se datoreşte în mare măsură huilelor degresante cu măcinabilitate mai bună, care participă în amestecul degresant în proporţie de 40 — 60%.

Dacă se renunţă la măcinarea fină a amestecului degresant (în care intră şi huilele degresante), măcinîndu-se numai semicocs, se asigură debitul necesar.

După încercările efectuate în mod sistematic timp de 60 zile pentru urmărirea instalaţiilor de măcinare fină a degresantului, s-au mai urmărit în continuare variaţiile pe schimb şi zilnice ale parametrilor tehnologici, pentru a vedea dacă concluziile trase anterior se confirmă şi dacă măsurile luate în exploatare au dus la rezultate corespunzătoare.

Această verificare a confirmat rezultatele primei etape de încercări. La variaţia finetei de măcinare s-a observat o periodicitate de 6 — 8 zile, la care apare o scădere considerabilă a granulaţiei medii zilnice. Aceste scăderi periodice ale finetei de măcinare indică influenţa puternică a uzurii ciocanelor, punctele de inflexiune datorîndu-se fie schimbării sensului concasorului, fie schimbării complete sau parţiale a ciocanelor.

Adaptarea ulterioară la Uzina cocsochimică — Hunedoara a schemei măcinării separate a componenţilor principali L. U. V., semicocs şi a grupurilor de componenţi amelioranţi şi degresanţi [3] ,[4] a confirmat cu totul concluziile acestor încercări. Fluxul de măcinare fină a semicocsului nu numai că asigură cele patru baterii, dar are şi rezerve.

BIBLIOGRAFIE

[1] Barbu I., Forizs Şt. şi Miortescu D. Metalurgia şi Construcţia de maşini, nr. 3, 1957, p. 27 — 31.
[2] David V. şi Stănescu D. Metalurgia 15, nr. 5, 1963, p. 338 — 345.
[3] Forizs Şt. Metalurgia 17, nr. 8, 1965, p. 401 — 405.
[4] Forizs Şt. Metalurgia 19, nr. 4, 1967, p. 189 — 193.

Considerații asupra folosirii arzătoarelor de combustibil-oxigen la cuptoarele electrice

Conf. ing. M. GHILICEANU,
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – București

ing. P. VEZEANU,
Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii

ing. I. CIOACĂ
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.041.38 : 662.944

CONSIDÉRATIONS SUR L'EMPLOI DES BRÛLEURS À OXYGÈNE ET À COMBUSTIBLE SUR LES FOURS ÉLECTRIQUES

On présente plusieurs types constructifs de brûleurs à oxygène et à combustible réalisés et expérimentés en Roumanie et à l'étranger. On expose, en même temps, les possibilités d'emploi de ces brûleurs sur les fours électriques, ainsi que les conditions qu'iis doivent remplir.

En s'appuyant sur les expériences, on analyse les résultats obtenus et on complète l'étude avec des considérations techniques et économiques.

CONSIDERATIONS REGARDING UTILIZATION OF OXY-FUEL BURNERS IN ELECTRIC FURNACES

The paper presents various types of oxy-fuel burners, manufactured in Rumania and abroad. Possible utilization in electric furnaces and conditions to be fulfilled are presented as well.

Based on performed experiments a general survey of oblained results is carried-out, completed with technical and economic considerations.

În prezent, atît pe plan mondial, cît și în industria siderurgică din România se utilizează sau sînt în perspectivă apropiată de a se folosi noi procedee simple sau complexe care se desfășoară la temperaturi ridicate.

Întrucît prin arderea combustibililor obișnuiți cu aer fără preîncălzire nu se pot obține temperaturi teoretice de ardere de peste 2 000°C, pentru a se obține temperaturi sensibil mai mari, necesare procedeului nou, se pot utiliza cu succes arzătoare oxigen-combustibil. Aceste arzătoare, pe lîngă o temperatură ridicată a flăcării, trebuie să realizeze în plus o anumită geometrie a flăcării (formă, lungime), anumite proprietăți mecanice (impulsul jetului), precum și proprietăți chimice (reducătoare, oxidante sau neutre).

Pentru a veni în întîmpinarea acestor probleme, în cadrul laboratorului de termotehnică din ICEM s-au conceput, construit și experimentat o serie de arzătoare care să răspundă acestor necesități.

În această lucrare se prezintă diferite tipuri constructive, precum și rezultatele obținute în România și în străinătate. Arzătoarele ICEM au fost utilizate experimental la cuptoarele electrice cu arc, pentru a intensifica procesul, a aplatisa vîrfurile de consum și a reduce consumul de energie electrică, precum și la un convertizor din ICEM, pentru topirea încărcăturii solide introduse.

Pentru experimentarea arzătorului toroidal, la ICEM s-a construit un cuptor basculant.

Posibilitatea folosirii arzătoarelor cu oxigen la cuptoarele electrice

Producția orară a cuptoarelor electrice mari și mijlocii a crescut sensibil în ultimii ani, o dată cu creșterea puterii instalate și a introducerii oxigenului.

Cu toate acestea, pentru un mare număr de cuptoare existente, producția este încă limitată de energia electrică disponibilă. La rîndul ei, perioada de topire care necesită un consum de energie aproape dublu față de celelalte faze de elaborare și are o durată de circa 50% din timpul de elaborare este determinată de puterea electrică instalată. Mărirea acestei puteri nu este totdeauna posibilă fie din cauza investițiilor ridicate, fie din cauza restricțiilor de curent electric.

Din aceste motive unele uzine trebuie ca, în orele de vîrf, să descarce rețeaua electrică și să aplatiseze vîrfurile care apar în special

în perioada de topire, fie oprind agregatele, fie reducînd intensitatea de elaborare.

Pentru a evita situaţiile menţionate sau pentru a le ameliora trebuie găsite metode care să ducă la reducerea consumului de energie electrică şi la aplatisarea vîrfurilor, fără ca, prin aceasta, să se micşoreze productivitatea cuptorului, ci dimpotrivă, dacă este posibil, aceasta să crească.

Datorită rezultatelor obţinute prin folosirea pe scară largă a oxigenului în toate procesele de elaborare din siderurgie, printre metodele aplicate în toate ţările pentru rezolvarea problemelor menţionate este şi aceea de a se aduce un supliment de căldură prin arzătoare cu oxigen—gaz metan, oxigen—păcură, oxigen—gaz de cocserie etc.

Arzătoarele oxigaz sau oxipăcură se pot folosi :

— pentru preîncălzirea încărcăturii înainte de introducerea ei în cuptor ;

— pentru încălzirea încărcăturii în cuptor înainte de a amorsa arcul electric ;

— pentru încălzirea încărcăturii sau topirea ei, arzătorul şi arcul funcţionînd simultan ;

— pentru menţinerea cuptorului cald în caz de întrerupere a curentului electric.

Utilizarea arzătoarelor pentru preîncălzirea încărcăturii în exterior înainte de introducerea ei în cuptor, pînă la o temperatură de 700—800°C, este o soluţie deosebit de interesantă. Astfel, prin introducerea încărcăturii preîncălzite se obţine o economie de energie electrică de 145—198 kWh/t, care rezultă din calculul următor :

Pentru 700°C, entalpia materialului este de 100 000 kcal/t, ceea ce corespunde la o economie de $\frac{100\,000}{0{,}8 \cdot 860} = 145$ kWh/t.

Pentru 800°C, entalpia materialului este de 136 000 kcal/t, ceea ce corespunde la o economie de $\frac{136\,000}{0{,}8 \cdot 860} = 198$ kWh/t.

Aceste cifre corespund performanţelor de economie de energie electrică, obţinute prin utilizarea arzătoarelor oxigen în cuptoare. În plus, preîncălzirea se obţine prin arderea cu aer a oricărui fel de combustibil curent utilizat şi, deci, fără a utiliza oxigen.

Utilizarea încălzirii încărcăturii în cuptorul electric înainte de amorsarea arcului prezintă interes numai în cazul cînd, din cauza restricţiilor, trebuie să se descarce reţeaua electrică. Aceasta, deoarece pierderile termice sînt mai mari în cuptorul electric şi deoarece durata de elaborare se măreşte iar productivitatea scade.

La Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti s-au proiectat şi experimentat diverse tipuri de arzătoare oxicombustibil, dispunîndu-se în prezent de o bogată experienţă în acest sens. Încercările au fost făcute pe tuneluri de ardere (de laborator şi pilot) şi pe diverse cuptoare din ICEM şi uzinale.

Rezultate obţinute în străinătate

La cuptoare de 50 t, echipate cu cîte două arzătoare cu un debit total de 566 Nm^3/h oxigen şi 396 Nm^3/h gaz natural s-a obţinut o reducere a consumului de energie electrică de 19% şi o reducere a perioadei de topire de 15% [3].

La o oţelărie din R. D. Germană, la un cuptor de 20 t, echipat cu un arzător de 100 kg/h păcură (100 Nm^3/h aer comprimat pentru pulverizare) şi 86—136 Nm^3/h combustibil gazos, s-a obţinut o economie a consumului de energie electrică de 50 kWh/t. Arzătorul a fost montat central [4].

Paul Leblanc [5] arată că pe un cuptor Stein-Jeaumont de 10 t, avînd un diametru de 3,9 m, echipat cu un transformator de 365 kVh şi încărcat cu 16,5 t, s-au obţinut rezultatele din tabela 1.

Tabela 1

Indice	Fără arzătoare (medie pe 12 luni)	Cu arzătoare (medie pe 4 luni)
Producţia, kg/h	2 705	3 540
Durata şarjei, min	329	250
Consumul de energie electrică, kWh/t	791	591
Consumul de gaz natural, Nm^3/t	0	15
Consumul de oxigen, Nm^3/t	0	20
Durata de funcţionare a arzătorului, min	0	120

Încercările făcute în S.U.A. au permis să se facă unele recomandări cu referire la debitele de oxigen şi gaz natural, în funcţie de capacitatea cuptorului, precum şi asupra duratelor de funcţionare ale arzătorului. În tabela 2 sînt redate parţial aceste rezultate [6].

Din aceste date rezultă că se lucrează în general cu o cantitate de oxigen mai mică decît cea

Tabela 2

Capacitatea cuptorului, t	Debit, Nm^3/h		Durata de funcţionare, min
	gaze naturale	oxigen	
0,9	56	85	30
1,8	93	140	30
3,6	110	170	30
7,2	140	210	45
9	170	225	60
18	340	510	80
45	425	650	100
72	650	930	120
90	680	1 020	140
180	760	1 130	180

rezultată din calculul stoechiometric (circa 0,75) și că arzătorul funcționează numai o fracțiune din durata fazei de topire. Economia de energie electrică pentru cuptoare cu capacitate similară cu cele din România este cuprinsă între 100 și 140 kWh/t.

În unele țări s-a utilizat oxigenul pur iar în altele, aerul îmbogățit cu oxigen.

Loscher și Piechaczek [7] descriu încercările de utilizare a arzătoarelor păcură-aer îmbogățit. Folosind 82 l/h păcură și aer îmbogățit la 32%, faza de topire s-a redus cu 14,4% și energia consumată, cu 8,95%. Consumurile specifice au fost: păcură 7,7 l/t și oxigen 7,1 Nm^3/t.

Încercări similare, cu aer îmbogățit, au fost efectuate de Collins și Armstrong, pe un cuptor electric de 15 t [8]. Debitul de păcură a fost de 111 l/h, iar cel de aer, de 750 Nm^3/h (îmbogățit la 32,9% oxigen). Timpul de topire s-a redus cu 15 min iar economia de energie electrică, cu 75 kWh/t (14,6%). Cuptorul a fost echipat cu două arzătoare, montate în orificii făcute de o parte și de alta a ușii de încărcare.

Prin folosirea unui arzător toroidal, tip „Shell", funcționînd cu păcură-oxigen (680 l/h), la un cuptor de 80 t, la o serie de încercări s-a reușit topirea a 15 t încărcătură în 35 min [9].

Hinds și Hodge [18] dau rezultatele obținute experimental pe un cuptor electric de 45 t și echipat cu două arzătoare gaz metan-oxigen, fiecare de 200 Nm^3/h gaz și 283 Nm^3/h oxigen. Pentru un consum de 17,3 Nm^3 combustibil/t și 27,6 Nm^3 O_2/t, economia de energie electrică a fost de 19%, iar timpul de topire s-a redus de la 3 h și 15 min la 2 h și 45 min.

Din punctul de vedere al posibilităților de instalare a arzătoarelor, se fac următoarele recomandări:

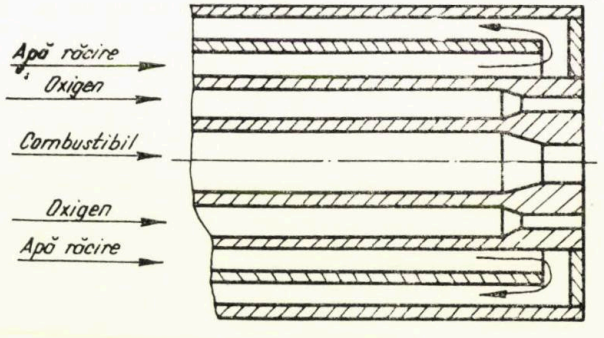


Fig. 1. Arzător tip Stec.

— Pentru cuptoare mici, în jurul a 7 t, se consideră că este suficient un singur arzător introdus prin ușa de alimentare. Prin manevrare corespunzătoare se poate atinge orice punct al încărcăturii.

— La cuptoarele de 15 t este indicat să se introducă, prin ușă, două arzătoare așezate înclinat.

— La cuptoarele mari soluția o constituie montarea a trei sau mai multe arzătoare, decalate corespunzător și lucrînd tangențial în spațiul dintre perete și zona centrală a electrozilor.

În toate cazurile, flacăra trebuie dirijată în jos, spre încărcătură, cu un unghi de aproximativ 30°.

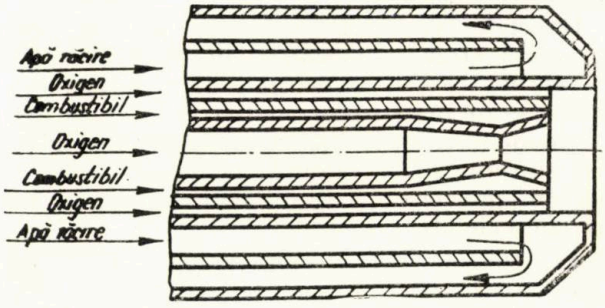


Fig. 2. Arzător tip Voest cu flacără reglabilă.

Din punctul de vedere al construcției arzătoarelor oxicombustibil, se disting următoarele categorii:

— alimentarea cu carburant și comburant se face prin două sau trei tuburi concentrice, cu diferite variante la ieșire, în ceea ce privește forma secțiunilor, direcția jeturilor etc.;

— arzătoare cu orificii multiple, la care atît comburantul cît și carburantul ies printr-un număr oarecare de orificii, formîndu-se astfel un număr oarecare de jeturi la gura arzătorului;

— arzătoare cu orificii numai pentru unul din fluide. Reprezintă de fapt un caz particular al categoriei precedente.

Pentru ilustrare se prezintă următoarele arzătoare:

— arzătorul tip Stec (fig. 1) [11], la care oxigenul și combustibilul se introduc fiecare printr-un orificiu (axial sau inelar). Arzătorul poate fi folosit și la cuptoarele Martin ca arzător de boltă.

— arzătorul tip Voest, realizat în două variante, dintre care cea prezentată în figura 2 permite ajustarea formei flăcării prin ieșirea combustibilului între două curente de oxigen.

— arzătorul IRSID (fig. 3) care permite modificarea debitului de oxigen prin deplasarea părții centrale.

— arzătorul Laskley (fig 4), care funcționează atît cu gaze de oraș, cît și cu propan.

Oricare ar fi tipul de arzător atît pentru proiectarea acestuia, cît și pentru rețeaua sa de alimentare, trebuie să se țină seamă de prevederile de tehnica securității referitoare la folosirea oxigenului.

Vitezele de propagare a flăcării oxigaz ating valori de 10—15 ori mai mari decît cele obținute cu aer în aceleași condiții. Evident vitezele pot fi mărite prin turbionare.

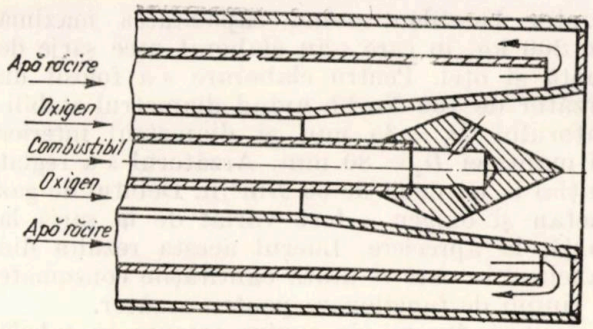


Fig. 3. Arzător tip IRSID cu stabilizare a flăcării.

La instalaţiile industriale mari arderea difuzivă este universal adoptată, fiind eliminat pericolul de întoarcere a flăcării.

O problemă specifică arzătoarelor oxicombustibil este aceea a zgomotului. Turbulenţa

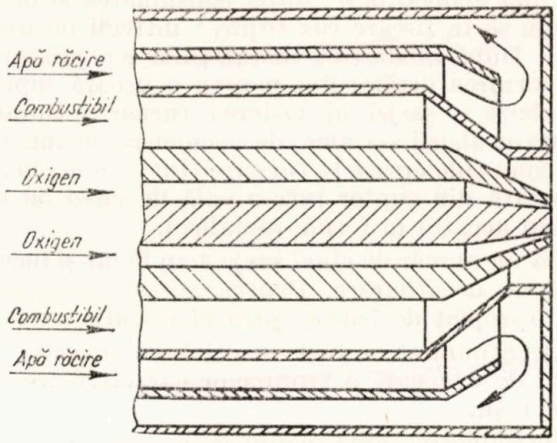


Fig. 4. Arzător tip Laskley.

Rezultate obţinute la ICEM

Tipuri de arzătoare. Construcţia arzătorului tip ICEM este redată în figura 5.

Oxigenul pătrunde pe o conductă centrală din cupru, terminată cu o serie de orificii (de obicei 5). Gazul metan este introdus prin spaţiul inelar dintre această conductă şi mantaua exterioară răcită. Un sistem mecanic corespunzător ales permite deplasarea diuzelor de oxigen faţă de planul frontal al arzătorului.

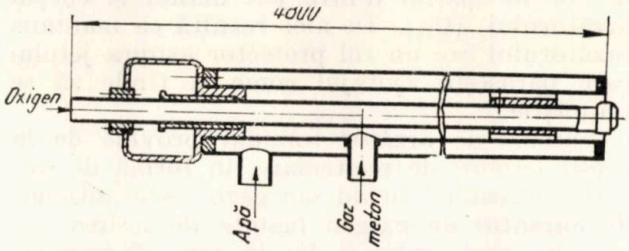


Fig. 5. Arzător tip ICEM pentru cuptorul electric.

Acest tip de arzător, extrem de simplu din punct de vedere constructiv şi fără a prezenta pericol de explozie (neavînd preamestec), a dat deplină satisfacţie în diferite aplicaţii metalurgice, fiind experimentat în afară de cuptoare electrice şi pe convertizor, cuptor rotativ etc.

Laboratorul de termotehnică din Secţia oţeluri — ICEM dispune în prezent de suficientă experienţă pentru proiectarea de asemenea arzătoare de diverse debite, pînă acum fiind realizate construcţii între 1 şi 150 Nm^3/h combustibil gazos.

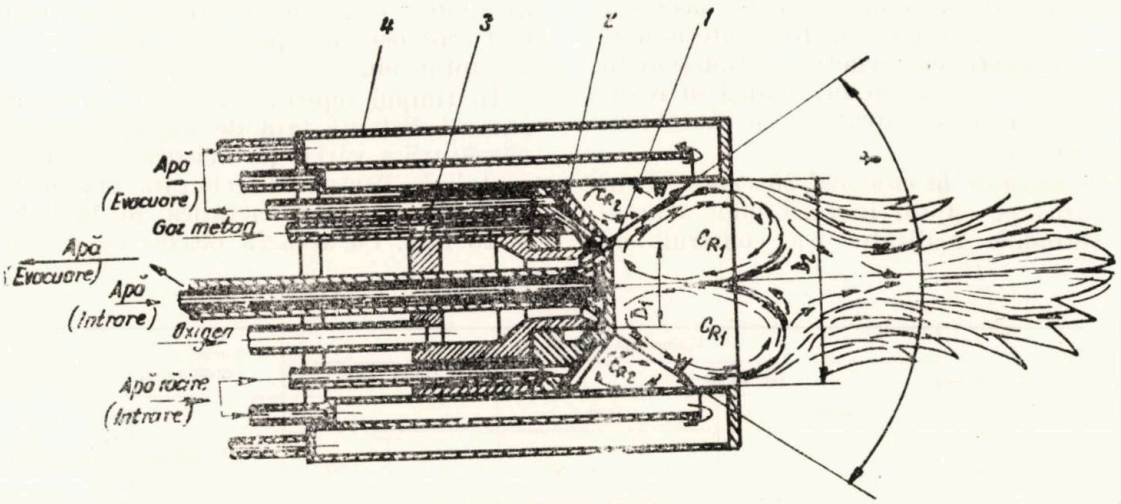


Fig. 6. Arzător toroidal:
1 — stabilizator de flacără; *2* — corpul anterior; *3* — corpul posterior; *4* — mantaua.

mare, care favorizează un amestec rapid, dă o flacără scurtă însă zgomotoasă, iar pentru reducerea zgomotului se recurge fie la divizarea jeturilor, fie la reducerea vitezei. De asemenea, alegerea judicioasă a profilelor la ieşire poate duce la micşorarea zgomotului.

Un alt arzător, recent construit şi experimentat pe standurile de laborator şi pilot, este arzătorul toroidal. Constructiv, acest arzător este realizat din următoarele părţi principale (fig. 6): stabilizatorul de flacără *1*, corpul anterior *2*, respectiv corpul posterior *3* şi man-

taua 4. Oxigenul este dirijat din arzător într-un ajutaj central în formă de con divergent de unghi γ, format între corpul arzătorului şi stabilizatorul de flacără.

Ieşind din ajutaj cu viteza w, jetul creează o regiune de presiune joasă care face ca o parte din jetul divergent să fie aspirat înapoi, producîndu-se un curent de recirculare în formă de tor în interiorul jetului divergent (C_{R_1}) şi un al doilea curent de recirculare tot în formă de tor în spaţiul dintre jet, manta şi corpul arzătorului (C_{R_2}). De aici rezultă că mantaua arzătorului are un rol protector asupra jetului care părăseşte ajutajul conic şi tinde să se împrăştie.

Numele de arzător toroidal provine de la aceşti curenţi de recirculare, în formă de tor.

Combustibilul lichid sau gazos este antrenat de curentul de oxigen înainte de ieşirea din ajutajul arzătorului şi dus în zona de recirculare. Combustibilul poate fi adus în ajutaj prin interiorul stabilizatorului sau prin corpul arzătorului, în funcţie de soluţia constructivă aleasă.

Se menţionează că pulverizarea combustibilului lichid la acest tip de arzător se face cu ajutorul oxigenului, chiar în interiorul ajutajului.

Arderea combustibilului începe la distanţă mică de ajutaj, ca urmare a existenţei curenţilor de recirculare care alimentează în permanenţă baza flăcării cu produse calde de ardere aduse din zona de ardere intensă.

Ca urmare a observaţiilor vizuale asupra jeturilor arzătoarelor toroidale studiate la ICEM, completate cu analizele chimice ale produselor de ardere, cu valorile temperaturilor acestora şi cu eficacitatea de topire, au fost determinaţi o serie de parametri constructivi şi funcţionali, consideraţi de autori ca determinanţi în realizarea acestui tip de arzător, şi s-au căutat valorile lor optime.

Rezultate obţinute la cuptorul basculant. Pentru încercarea pe cuptor în fază pilot a arzătoarelor toroidale realizate, s-a construit un cuptor basculant avînd capacitatea maximă de 200 kg, în care s-au elaborat zece şarje de fontă şi oţel. Pentru elaborare s-a folosit un arzător de 100 Nm³/h avînd diametrul stabilizatorului $D_1 = 35$ mm şi diametrul interior al mantalei $D_2 = 80$ mm. Arzătorul s-a reglat iniţial la un debit de 60 Nm³/h. Debitul de gaz metan şi oxigen a fost variat de la şarjă la şarjă, la apreciere. Lucrul acesta rezultă din tabela 3 în care se arată cantităţile consumate şi timpii de funcţionare pentru arzător.

Asupra duratei de topire trecute în tabelă este necesară precizarea că este o durată convenţională de la pornirea arzătorului şi pînă la prima oprire făcută în scopul observării încărcăturii cuptorului şi a instalaţiilor experimentale. Stabilirea acestei durate s-a anticipat şi s-a verificat că pentru instalaţie ea a fost totdeauna acoperitoare, după consumarea ei obţinîndu-se în fiecare caz topirea întregii încărcături. După analizarea instalaţiilor s-a procedat la pornirea arzătorului pentru o uşoară supraîncălzire a şarjei în vederea turnării. Durata supraîncălzirii s-a ales, de asemenea, în funcţie de condiţiile create la turnare (turnare manuală repetată din cuptor într-o oală de circa 50 kg şi din aceasta în forme metalice).

La un număr de cinci şarje s-au făcut şi încercări de decarburare. Pentru aceasta arzătorul era apropiat de baie şi prin el se sufla oxigen.

Decarburarea a fost însoţită de apariţia la gura de evacuare a trombelor caracteristice de fum roşu.

Introducerea arzătorului în cuptor s-a făcut prin capacul cuptorului, după cum se arată în figura 7. La evacuarea şarjei arzătorul a fost scos pentru a permite o manevrare uşoară a cuptorului.

În timpul topirii, arzătorul s-a menţinut la aceeaşi distanţă faţă de vatră, deşi nivelul încărcăturii a variat pe măsură ce se forma baia metalică. Pentru decarburare arzătorul a fost apropiat de baia metalică în limitele 100—25 mm. Cu această ocazie s-a constatat că,

Tabela 3

Nr. şarjei	Masa încărcăturii, kg		Compoziţia chimică, %						Durata funcţionării arzătorului, min			Consumuri, Nm³	
			Înainte de topire				După topire						
			Fontă		Oţel								
	Fontă	Oţel	C	Mn	C	Mn	C	Mn	Topire	Supra-încălzire	Decar-burare	CH_4	O_2
I	70	—	4,15	1,25	—	—	3,76	1,07	10	10	—	12	25
II	100	—	4,15	1,25	—	—	3,68	0,93	10	10	10	16	45
III	150	—	4,15	1,25	—	—	3,8	1,0	10	15	3	16	38
IV	200	—	4,15	1,25	—	—	3,7	0,95	12	10	10	20	55
V	50	50	4,15	1,25	0,2	0,5	1,72	0,62	10	15	5	17	51
VI	100	100	4,15	1,25	0,2	0,5	1,65	0,58	10	15	4	25	60
VII	—	100	—	—	0,2	0,5	0,18	0,23	10	5	—	13	30
VIII	—	100	—	—	0,05	0,1	0,04	0,09	10	5	—	13	30
IX	—	200	—	—	0,2	0,5	0,17	0,20	10	5	—	22	45
X	150	—	4,15	1,25	—	—	3,7	0,97	10	10	—	15	30

dacă se apropie arzătorul prea mult de baia metalică şi zona de recirculare este intersectată de suprafaţa băii, stropii de zgură intraţi în zona de recirculare se depun pe partea frontală a stabilizatorului, creînd pericolul unei eventuale obturări a ajutajului arzătorului. În figura 8 se arată — după desprindere — crusta de zgură formată pe stabilizator în timpul decarburării unei şarje de fontă. Crusta s-a desprins singură după scoaterea arzătorului din cuptor.

În asemenea situaţii, stropii de zgură se depun, de asemenea, şi pe faţa interioară şi pe cea exterioară a mantalei.

Probele de pe cuptor au permis verificarea soluţiei constructive aplicate la proiectarea arzătorului care lucrează în condiţii extrem de grele: temperaturi ridicate, presiuni mari în conducte, viteze mari pentru gaze şi mediu puternic oxidant. S-a verificat eficienţa sistemului de răcire a arzătorului.

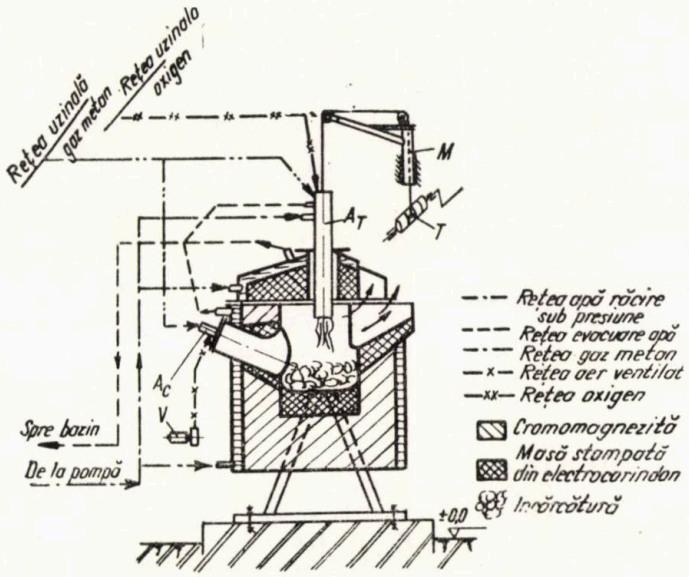


Fig. 7. Cuptor basculant de 200 kg şi instalaţiile anexe: *C* — cuptor basculant; A_T — arzător toroidal; A_C — arzător gaz metan-aer pentru menţinerea la cald a cuptorului; *M* — macara; *T* — troliu; *V* — ventilator aer insuflat.

Probele au scos în evidenţă că arzătoarele realizate sînt mijloace de topire rapidă. Acest lucru rezultă şi din diagrama din figura 9 [8]. Soluţia constructivă a fost aleasă optim iar materialele indicate au corespuns rolului ce le-a fost acordat. Stabilirea încărcărilor termice a diverselor părţi de arzător face posibilă proiectarea arzătoarelor de dimensiuni mai mari pentru agregate industriale.

La încărcările termice foarte mari din flacără (atmosfera cuptorului) materialele refractare folosite la zidăria vetrei, pereţilor şi bolţii au rezistat.

Rezultate obţinute la cuptoarele electrice. În cadrul cercetărilor efectuate de ICEM s-au făcut experimentări pe un cuptor de 0,5 t în cadrul institutului şi pe un cuptor de 1,5 t, modificat, pentru 3 t, de la uzina „1 Mai" — Ploieşti.

Pentru introducerea arzătoarelor s-au dat trei găuri în cuva cuptorului; arzătoarele au fost montate decalat, la 120°. Înălţimea de montare s-a ales astfel încît să se evite astuparea gurii arzătoarelor cu material topit.

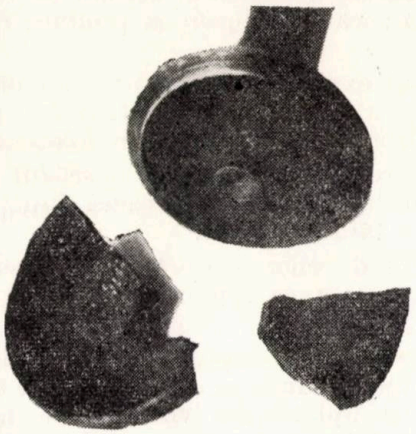


Fig. 8. Crustă de zgură desprinsă de pe stabilizator.

Alimentarea cu oxigen s-a făcut printr-o conductă de oţel, de la o baterie de 40 tuburi. De la conducta de oxigen, prevăzută cu un colector şi cu legături portfurtun, s-a continuat spre arzătoare cu racorduri flexibile, avînd astfel asigurată posibilitatea de manevrare a acestora.

Alimentarea cu combustibil a fost rezolvată în mod similar.

Circuitul apei de răcire a arzătoarelor a fost racordat la cel al cuptorului.

Presiunea de lucru a gazului metan a fost de 300—400 mm col. apă, iar cea a oxigenului a variat între 0,5 şi 2 at.

Pentru a se evita decarburarea şarjei s-a lucrat cu un debit de oxigen corespunzător unui coeficient de 0,5 — 0,75 din cel stoechiometric.

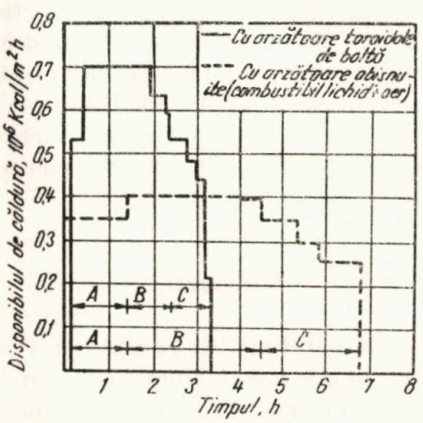


Fig. 9. Duratele de elaborare a şarjelor într-un cuptor Martin de 30 t, cu ajutorul arzătorului toroidal:
A — încărcare; *B* — topire; *C* — afinare.

Arzătoarele au fost puse în funcțiune imediat după amorsarea arcului și au funcționat pînă la topirea completă a încărcăturii. Flacăra arzătorului a fost scurtă și rigidă. În cursul experimentărilor s-a observat că, în cazul pornirilor cu cuptorul rece, amorsarea arzătoarelor se face cu mari dificultăți, fiind necesară o reducere a debitului normal de funcționare. Fără această reducere se produce ruperea flăcării.

În cursul experimentărilor nu s-au observat deteriorări ale capetelor arzătoarelor și nici supraîncălziri ale acestora. Prin folosirea acestor arzătoare timpul de topire a scăzut la 2 h față de media de 2,5 h în cazul funcționării cuptoarelor fără arzătoare.

Consumul de energie electrică s-a redus cu 110 kWh/t, ceea ce reprezintă o reducere de circa 20%.

Ținînd seamă de faptul că scopul lucrării a fost, pe lîngă reducerea consumului de energie electrică, și aplatisarea vîrfului, se menționează că vîrful de consum s-a redus cu circa 23 %.

Pe durata fazei de topire consumurile medii pe tona de oțel au fost de 26 Nm^3 pentru gaz metan și de 30 Nm^3 pentru oxigen. Economia de energie electrică realizată (330 kWh) pentru șarjă reprezintă 42% din cantitatea de căldură introdusă prin combustibil. Nu s-a observat uzura căptușelii sau un consum suplimentar de electrozi.

Analizele chimice au arătat că nu a avut loc o decarburare a băii, procentul de carbon fiind de 0,3—0,4 la prima probă.

Asupra rentabilității procedeului interesează în special prețul oxigenului. Dacă acesta se consideră cu valoarea din butelii (3,3 lei/Nm^3), experimentările făcute arată că procedeul este nerentabil. Ținînd seamă de actualele prețuri pentru combustibil și energie electrică, rezultatele obținute pe cuptorul de 3 t permit să se calculeze valoarea maximă pentru oxigen, de 1,32 lei/Nm^3, peste care procedeul este nerentabil. Sub această valoare, în cazul unor cuptoare electrice similare cu cel pe care s-au făcut experimentările, prin aplicarea arzătoarelor oxi-combustibil, pe lîngă aplatisarea vîrfurilor și reducerea consumului de energie electrică, se pot obține și economii.

Concluzii

Arzătoarele combustibil-oxigen au o aplicare din ce în ce mai largă în siderurgie, prezentînd, față de cele clasice, avantajul obținerii unor temperaturi superioare și deci a unui transfer de căldură îmbunătățit, concretizat prin mărirea productivității agregatului respectiv.

Din punct de vedere economic intervine, în prețul unei kcal, costul oxigenului folosit; utilizarea oxigenului devine cu atît mai rentabilă, cu cît se dispune de fabrici de oxigen de mare capacitate, care să livreze oxigen cu un preț scăzut. De reținut că, și în cazul folosirii oxigenului îmbuteliat, chiar dacă economic procedeul este nerentabil, se obține rezolvarea tehnică a problemei, obținîndu-se reducerea consumului de energie electrică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ghiliceanu M. și Adler O. *Folosirea combustibililor lichizi și gazoși la elaborarea oțelului.* București, Institutul central de documentare tehnică, 1967.

[2] Groen R. G. *Scrap Preheating in the Basic Oxigen Furnace at Wisconsin Works.* Journal of Metals, aprilie, 1966.

[3] Kocikovoi E. *Novoe primenenie kisloroda v dugovih peciah.* Metallurghia, nr. 9, 1962.

[4] *** *Folosirea oxigenului în cuptoare electrice.* București, Institutul de documentare tehnică, 1964.

[5] Leblanc P. *Utilisation du gaz naturel dans les fours de fusion électrique.* L'Orientation technique, 1961.

[6] Ivernel A. și Just M. *Oxygène et combustion.* Application aux brûleurs industriels. Revue générale de thermique, martie, 1966.

[7] Loscher H. și Piechaczek H. *Încălzirea suplimentară a cuptoarelor electrice cu arzător cu combustibil lichid și oxigen.* Neue Hütte, nr. 7, 1962.

[8] Collins J. C. și Armstrong C. H. *Oxygen-oil Firing of a 15 t Electric Arc Furnace.* Steel Times, iunie, 1964.

[9] Bagge L. P. *Shell toroidal oxygen-liquide fuel burner.* 61 st BISRA Steelmaking Conference, oct., 1963.

[10] Bagge L. P. *Design and Development of Shell Toroidal Oxygen-Liquid Fuel Burner.* Steel Times, martie, 1964, p. 340—345.

[11] Bagge L. P. *Development of the Shell Toroidal Oxygen — Liquid Fuel Burner.* Journal of the Institute of Petrol, nr. 468, 1962.

[12] Fehling H. R. și Leser T. *Combustion with Oxygen and Oxygen Enriched Air.* Technical Data on Fuel, 1961, p. 105.

[13] Müller U. *I bruciatori ad ossigeno e ad olio combustibile nella fabricazione dell'acciaio.* La Termotecnica, nr. 12, 1965.

[14] Pope I.C.C. *Bruleur Oxi-fuel Toroidal.* Circulaire d'informations techniques, nr. 1, 1964, p. 2407—2410.

[15] Durant A. W. *Design and Aplication of Oxygen Fuel Burners.* Shell Times, nr. 5009, iulie, 1964.

[16] Cioacă I. *Asupra parametrilor constructivi și funcționali ai arzătoarelor toroidale pe combustibil lichid sau gazos și aer.* A VIII-a sesiune de comunicări științifice ICEM, ianuarie, 1968.

[17] Wahlster N. ș.a. *Neue Arbeitsweise in Siemens Martin-Ofen durch Verwendung von Oel-Sauerstoff Brenner.* Stahl und Eisen 85, 1965, nr. 22, p. 1378 — —1387.

[18] Hinds și Hodge. *Oxygen-fuel Burners.* AIME Electric Furnace Proceeding, 1959.

[19] Curtet R. *Sur l'écaillement d'un jet entre parois.* Publications scientifiques et techniques du Ministère de l'air, nr. 359, 1960.

[20] Pope J. B. C. *Les applications des brûleurs à oxygène en sidérurgie.* Journée de la combustion et de la conversion de l'énergie. Institut Français des Combustibles et de l'Énergie, mai 1964.

Instalaţie pentru prepararea amestecurilor de formare fluide şi utilizarea acestora la fabricarea lingotierelor

Dr. ing. C. COSNEANU, dr. ing. L. SOFRONI, dr. ing. E. COHN, ing. V. LANDES, ing. V. CATANĂ, ing. I. NECULA
Institutul de cercetări metalurgice – Bucureşti
ing. F. SCHÖNBERGER, ing. D. FRENŢONI, ing. M. IACOB
Uzina „Victoria" – Călan

CZ 621.742

INSTALLATION POUR LA PRÉPARATION DES SABLES DE MOULAGE FLUIDES ET LEUR UTILISATION À LA FABRICATION DES LINGOTIÈRES

On décrit l'installation pour la préparation des sables de moulage fluides à autodurcissement construite par les usines „Victoria" de Călan et la technologie de moulage respective. Cette installation assure le nécessaire de moules et de noyaux qui correspond à une augmentation de la production des lingotières d'au moins 20% pour une même surface de moulage.

La simplicité de la construction, le fonctionnement sur et les investissements réduits recommandent aussi son emploi dans les autres fonderies de pièces grandes et moyennes.

EQUIPMENT FOR FLUID MOULDING-MIXTURE PREPARATION AND ITS UTILIZATION IN INGOT-MOULD MANUFACTURING

The paper presents an equipment, built-up in Plant „Victoria" – Călan, for fluid self-setting moulding mixtures as well as moulding technology by its means. The equipment provides moulds and cores corresponding to a 20% greater ingot-mould output for a same moulding surface.

Simplicity of structure, reliability in operation, as well as reduced investment charges warrant its utilization also in other foundries for medium and large size pieces.

Eforturile întreprinse în vederea eliminării operaţiilor de îndesare şi uscare au dus la elaborarea procedeului de formare cu amestecuri fluide. Chiar din momentul apariţiei sale, acest procedeu a suscitat un interes deosebit în turnătoriile de pretutindeni.

Pentru trecerea amestecurilor de formare în stare fluidă este necesară în primul rînd micşorarea considerabilă a forţei de frecare dintre granulele de cuarţ. Micşorarea acestei forţe de frecare cu scopul doar de a obţine o fluiditate a amestecului de formare nu prezintă greutăţi. Astfel, de exemplu, mărirea umidităţii amestecului de opt–zece ori provoacă fluidificarea acestuia.

Aceste amestecuri fluide nu pot fi însă folosite la obţinerea formelor deoarece nu au o plasticitate corespunzătoare. Îndepărtarea apei din amestec este condiţionată de un proces îndelungat de uscare, care poate să ducă la apariţia de crăpături şi variaţii dimensionale.

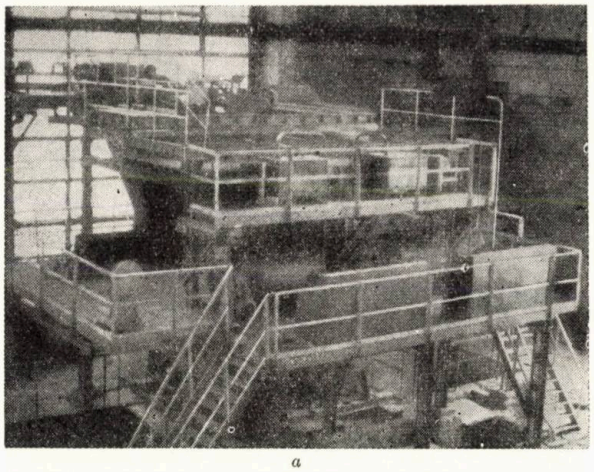
Pentru micşorarea forţei de frecare dintre particulele de cuarţ, este necesar adaosul de substanţe care posedă o mare capacitate de ungere şi de repartizare a liantului pe suprafaţa granulelor. În afară de aceasta, substanţele de adaos trebuie să fie active superficial, pentru a micşora tensiunea superficială la suprafaţa interfazică mineral-liant, ceea ce implicit duce la îmbunătăţirea gradului de umectare a grăunţilor, la o mai bună repartizare a liantului şi, în sfîrşit, la o mărire a proprietăţilor de rezistenţă a amestecurilor de formare.

Pe lîngă aceste condiţii, substanţele de adaos trebuie să asigure fluiditatea amestecurilor de formare în anumite limite, astfel ca, în momentul îndepărtării modelului din formă, aceasta să posede plasticitatea şi rezistenţa necesară.

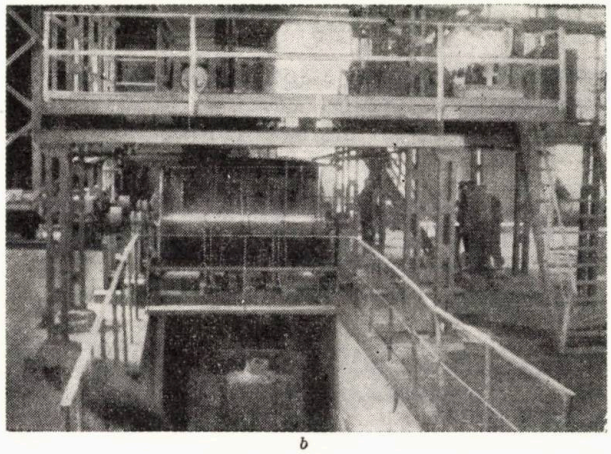
Deci prima particularitate a acestor amestecuri de formare constă în aceea că ele se pot turna direct din agregatul de preparare în cutia de miez sau în formă. Această fluiditate se obţine pe seama adaosului de agenţi activi de suprafaţă.

A doua particularitate constă în autoîntărirea rapidă (aprox. 50 min) a acestor amestecuri la temperatura ambiantă. Autoîntărirea amestecului se petrece datorită interacţiunii dintre silicatul de sodiu şi ciment.

Aplicarea procedeului de formare cu amestecuri fluide cu autoîntărire are următoarele avantaje: eliminarea completă a operaţiei de îndesare la executarea formelor şi a miezurilor;



a



b

Fig. 1, *a*, *b*. Instalaţia industrială de preparare a amestecurilor fluide cu autoîntărire, construită la Uzina „Victoria" — Călan:
a — vedere generală; *b* — detaliu.

eliminarea parţială a operaţiei de uscare a formelor şi miezurilor; micşorarea substanţială a timpului de executare a miezurilor şi formelor din clasa mijlocie şi mare; mărirea preciziei dimensionale a miezurilor şi formelor; eliminarea în mare parte a defectelor de suprafaţă de pe piesele turnate; uzura cutiilor de miez descreşte, iar timpul lor de utilizare creşte de două—trei ori; regenerarea amestecurilor în proporţie de 50 — 80%; îmbunătăţirea condiţiilor de muncă în sectorul de formare-miezuire, prin eliminarea zgomotului, a prafului şi a gazelor toxice; mărirea cu minim. 20 — 25% a proporţiei de piese turnate la aceeaşi suprafaţă de formare; creşterea substanţială a productivităţii muncii; micşorarea volumului investiţiilor la construirea de secţii noi etc.

Datorită avantajelor arătate, folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire este urmată de realizarea unor efecte economice spectaculoase, care se manifestă prin îmbunătăţirea indicilor tehnico-economici şi reducerea preţului de cost al executării formelor şi miezurilor.

La Institutul de cercetări metalurgice s-au iniţiat, încă din 1965, cercetări în vederea stabilirii unor procedee de preparare a amestecurilor fluide pe bază de materiale indigene. Pentru aplicarea la fabricarea lingotierelor a tipurilor de amestecuri fluide elaborate la Uzina „Victoria" — Călan s-a construit o instalaţie industrială cu capacitatea de 16 t amestec preparat/h (fig. 1, *a* şi *b*).

Descrierea instalaţiei de preparare. Instalaţia (fig. 2) posedă două amestecătoare *1*, cu ax orizontal, şi patru palete pentru solide, acţionate fiecare de cîte un motor de 75 kW cu 940 rot/min, prin intermediul unui reductor cu raport de reducere de 1 : 30. Turaţia axului cu palete este de 32 rot/min. Capacitatea maximă de amestecare este de 2,0 m³ amestec/şarjă.

Paletele amestecătorului sînt aşezate două cîte două pe diametre diferite, formînd în acest fel două elice cu pas diferit, una dreaptă, cealaltă stîngă. Începuturile celor două elice sînt decalate între ele cu 90°. Pe axul principal, la cele două capete, sînt montate două cuţite care curăţă capacele laterale de amestec, aruncîndu-le spre interior. Acest sistem de palete dă posibilitatea ca amestecarea să se facă atît în plan vertical, cît şi în plan orizontal. Deoarece paletele sînt supuse unei uzuri intense, ele sînt uşor demontabile, putîndu-se înlocui uşor la nevoie.

Pentru a evita blocarea amestecătorului în timpul funcţionării, la cele două capete laterale sînt prevăzute presetupe care împiedică pătrunderea nisipului în lagăre. Presetupele sînt montate pe ax, înaintea lagărelor.

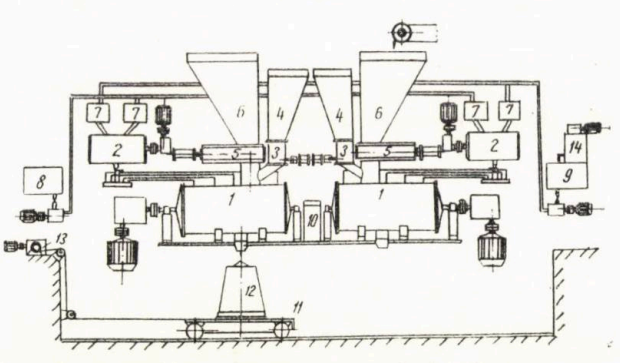


Fig. 2. Schema de principiu a instalaţiei de preparare:
1 — amestecător de solide; *2* — amestecător de lichide; *3* — dozator pentru ciment; *4* — buncăr de ciment; *5* — dozator de nisip; *6* — buncăr de nisip; *7* — dozator de lichid; *8* — rezervor; *9* — bazin colector; *10* — pupitru de comandă; *11* — transportor; *12* — utilaj de formare (rame şi cutii de miez); *13* — troliu; *14* — agitator.

Amestecătorul este prevăzut la partea superioară cu o gură de alimentare pentru materialele solide şi cu o deschidere pentru vizitare şi observare. Introducerea soluţiei lichide în amestecător se face sub presiune, prin şase duze plasate în partea superioară a acestuia.

Golirea amestecului de formare preparat se face pe la partea inferioară — lateral printr-o deschizătură de 400 × 200 mm, închisă etanş

cu un capac acționat de un cilindru cu aer comprimat.

Amestecătorul pentru solide este alimentat cu nisip și ciment, cu ajutorul dozatoarelor *3* și *5* montate la partea inferioară a buncărelor de alimentare *4* și *6*.

Dozatorul de nisip *5* este de tip sertar, cu mișcare rectilinie alternativă, putînd doza la o cursă aproximativ 300 kg nisip. El este acționat de un piston cu aer comprimat, comandat de un dispozitiv de la pupitrul de comandă *10*. Încărcarea dozatorului se face prin deplasarea acestuia în dreptul orificiului de golire a buncărului de nisip *6*, iar golirea se face în cursa inversă, cînd amestecul este adus deasupra gurii de alimentare a amestecătorului de solide *1*.

Capacitatea buncărului de nisip este de 5 m ^{3}. Alimentarea cu nisip se face cu ajutorul unei benzi transportoare, de la buncărele de omogenizare existente în secție.

Dozatorul pentru ciment *3* este de formă cilindrică și poate doza cantități de la 20 — — 30 kg ciment. El se compune dintr-o carcasă de tablă și două perechi de discuri cu găuri așezate pe un ax vertical acționat de un piston cu aer comprimat, comandat de la tabloul de comandă *10*. Pentru alimentarea dozatorului, orificiile din placă și discul superior trebuie aduse în poziția de coaxialitate. În această poziție, cimentul curge din buncăr în dozator. La descărcarea dozatorului orificiile din placa și din discul inferior ajung față în față, iar corespondența orificiilor din placă și discul superior se strică, astfel că alimentarea dozatorului cu ciment din buncăr încetează. Deplasarea cimentului în timpul dozării este ajutată de un vibrator pneumatic montat pe carcasa dozatorului *3*. Alimentarea cu ciment a buncărului *4* se efectuează cu ajutorul unei bene cu capacitatea de 1 m ^{3}.

Prepararea compoziției lichide se face după următoarea schemă tehnologică:

— dizolvarea detergentului în apă se efectuează în agitatorul *14*, după care soluția se trece în bazinul colector *9* cu volumul de 1,5 m^3. Silicatul de sodiu se găsește în rezervorul *8*, cu volumul de aproximativ 5 m ^{3}. Cu ajutorul unor pompe rotative, comandate de la pupitrul de comandă *10*, se dozează conform rețetei cantități necesare de apă cu detergent și silicat de sodiu, în dozatoarele *7*. De aici, lichidele sînt trecute în amestecătorul de lichide *2* care realizează, după aproximativ 2 min, o amestecare omogenă a acestora.

Dozatoarele de lichide *7* sînt niște recipienți prevăzuți cu rigle gradate, după care se pot doza cantități de apă cu detergenți pînă la 80 l și de silicat de sodiu pînă la 200 l/șarjă.

Amestecătorul pentru lichide *2* este prevăzut cu ax orizontal și cu patru palete, fiind acționat de un motor electric de 7 kW și 940 rot/min, prin intermediul unui reductor cu raportul de reducere de 1 : 30. Turația axului amestecătorului este de 32 rot/min. Capacitatea maximă de amestecare este de 200 — 350 l/șarjă.

Evacuarea lichidului în amestecătorul pentru solide *1* se face prin crearea unei suprapresiuni de 2 at. Pentru aceasta, amestecătorul pentru lichide *2* este etanș, prevăzut cu garnituri la toate capacele și cu presetupe la axul principal.

Utilajul de formare *12* (rame și cutii de miez) este montat pe transportorul *11* și acționat de troliul *13*, comandat de la panoul de comandă *10*.

Transportorul este un vagonet platformă cu lungimea de 6 m și lățimea de 1,8 m, care circulă pe două șine de cale ferată cu ecartament normal, montate în groapa de turnare.

Tehnologia de preparare și formare. Prepararea amestecului de formare constă din două operații distincte: pregătirea compoziției lichide și pregătirea compoziției solide.

Tabela 1 cuprinde datele necesare pentru alcătuirea rețetei și dozarea componenților, în cazul pregătirii compoziției lichide. Prepararea compoziției lichide se face prin amestecarea timp de 2 — 3 min a silicatului de sodiu, a apei și a detergentului.

Pregătirea compoziției solide se face prin amestecarea nisipului și a cimentului în amestecătorul *1*, timp de 1 — 1,5 min, după care se adaugă compoziția lichidă pregătită în prealabil. După aproximativ 1 min, amestecul de formare trece în stare păstoasă, iar apoi în stare fluidă, fiind gata de turnare în formă.

Prin comanda de la panoul *10* se deschide clapa de evacuare a amestecătorului *1* și amestecul fluid curge liber sub greutatea proprie în completul de formare, pregătit în prealabil. După 25 — 30 min de la turnarea amestecului fluid în completul de formare, se trece la operația de demulare a formei și a cutiei de miez, cu ajutorul macaralei.

O condiție de bază pe care trebuie s-o îndeplinească modelele și cutiile de miez este calitatea superioară a suprafețelor de lucru.

Pentru a evita aderarea amestecului de model sau cutia de miez, suprafața acestora se vopsește cu un lac special chimic stabil.

După efectuarea reparațiilor formei și miezului, acestea se introduc la uscare timp de 2,5 — 3 h, la temperatura de 200°C. După uscare se efectuează operația de aplicare a vopselei refractare și antiaderente, în două straturi succesive.

Rețeta vopselei este următoarea: 35% cocs măcinat; 35% grafit; 30% nisip Popești cernut (12% componentă levigabilă).

Apa se adaugă pînă la obținerea unei greutăți specifice de 1,5 — 1,7 g/cm ^{3}. Grosimea stratului de vopsea trebuie să fie de 2,5 — 3 mm, pentru miezuri, și de 2 — 2,5 mm, pentru forme.

Tabela 1

Densitatea silicatului de sodiu, g/cm³	Nisip 1 500 kg + ciment				Nisip 1 800 kg ciment			
	4% ciment		4,5% ciment		4% ciment		4,5% ciment	
	silicat, l	apă, l	silicat, l	apă, l	silicat, l	apă, l	silicat, l	apă, l
1,42	89,4	13,4	99,8	15	107,3	16,1	119,8	17,9
1,44	85,3	19,1	95,2	21,4	101,1	22,9	112,9	25,5
1,46	79,4	24,4	88	27,3	95,3	29,3	106,4	32,7
1,48	76,0	29,3	83,1	32,7	91,9	35,1	100,6	39,2
1,50	71	33,8	79,4	37,7	85,3	40,5	95,2	45,2
1,52	67,4	37,9	75,2	42,4	81	45,4	90,4	50,7
1,54	64,3	41,3	71,1	46,2	77,2	49,5	86,2	55,3
1,56	61	45,1	68,2	50,4	73,3	54,1	81,8	60,4
1,58	58,2	48,4	65	54,1	69,8	58,1	77,9	64,9
1,60	55,5	51,6	62	57,6	66,6	61,9	74,3	69,1
1,65	49,8	58,2	55,5	65,1	59,6	70	66,3	78,1
1,68	46,6	62	52	69,3	56	74,4	62,5	83
1,70	44,8	64,2	50,5	71,7	53,7	77,1	60	86
1,72	43	66,3	48	74,1	51,6	79,6	57,6	88,9

Obs: Rețeta de bază: 6,5% silicat
2,5% apă
9,0% lichide

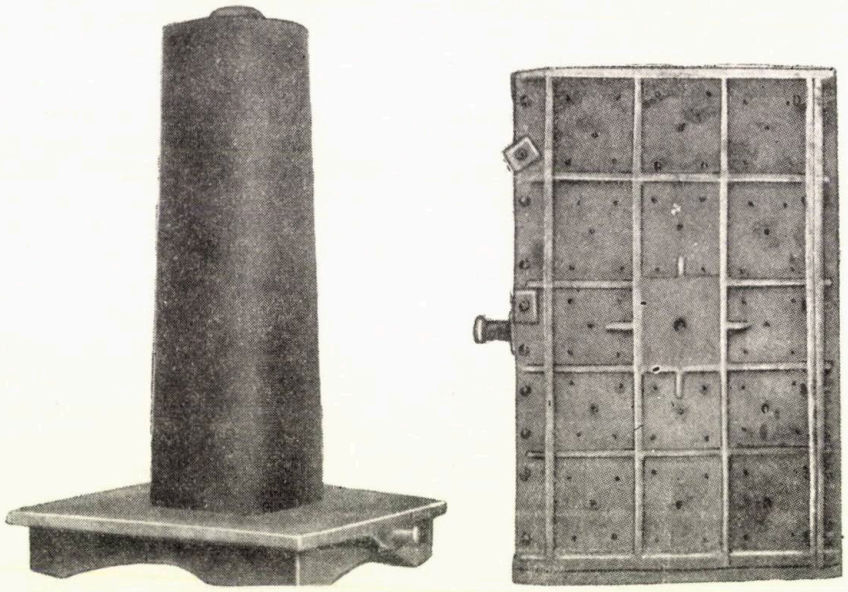
– Densitatea fazei lichide obținute este $d = 1{,}38$ g/cm³
– Cifrele reprezintă volume în litri (de silicat și apă) ce trebuie adăugate.

După vopsirea miezului și a formei, acestea se introduc din nou la uscare timp de 2 — 2,5 h, la temperatură de minimum 200°C. După uscare se trece la montarea formei și apoi la turnarea fontei.

Înainte de turnarea fontei în formă amestecul are următoarele proprietăți: rezistența la compresiune, 6 — 8 kgf/cm²; permeabilitatea, 250 — — 400 unități; umiditatea, 1 — 1,5 %.

În figura 3,*b* se arată forma pentru lingotiera de 7 t, turnată din amestec fluid cu autoîntărire.

Gradul de dezbatere a amestecurilor fluide este mai bun decît cel al amestecurilor clasice, ceea ce ușurează în mare măsură operațiile de dezbatere, în special în cazul miezurilor. Adaosul de alte materiale ca, de exemplu: cocs, cărbune, ghips etc., îmbunătățește simțitor gradul de dezbatere a acestor amestecuri.



a *b*

Fig. 3. Miezul pentru lingotiera de 7 t, fabricat din amestecuri fluide cu autoîntărire.

La asemenea valori ale proprietăților calitatea suprafeței lingotierelor este bună și nu se observă apariția de defecte.

În figura 3, *a* se arată un miez pentru o lingotieră de 7 t, turnat din amestecuri fluide cu silicat de sodiu-ciment, la Uzina „Victoria" — Călan.

În compoziția amestecurilor de formare fluide se poate folosi pînă la 60 — 65% nisip de recirculare, la care s-a eliminat praful și s-a refăcut compoziția granulometrică. În acest caz, pentru asigurarea acelorași proprietăți tehnologice și de rezistență, este necesară micșorarea cu 0,5 — — 1,5% a adaosului de ciment.

Cercetări privind influenţa carbonitrurării asupra rezistenţei la oboseală a oţelului 15 C 08

Conf. ing. P. TUDORAN, ing. I. GIACOMELLI, ing. VICTORIA FITERĂU şi ing. RITTA COSMA
Institutul politehnic — Braşov Uzina nr. 2 — Braşov

CZ 669.14 : 621.785. 5 : 539.431

RECHERCHES SUR L'INFLUENCE DE LA CARBONITRURATION SUR LA RÉSISTANCE À LA FATIGUE DE L'ACIER 15 C 08

On étudie la résistance à la fatigue de l'acier 15 C 08 carbonitruré en la comparant à celle du même acier cémenté. L'obtention par la carbonitruration d'une résistance à la fatigue plus grande d'environ 40% que la résistance qui résulte par cémentation justifie son application à la place de la cémentation dans le cas des pièces qui subissent une sollicitation cyclique.

On examine en même temps l'influence de la profondeur de la couche carbonitrurée sur la résistance à la fatigue.

INVESTIGATIONS REGARDING INFLUENCE OF CARBONITRIDING ON 15 C 08 STEEL FATIGUE STRENGTH

The paper investigates fatigue strength of carbonitrided 15 C 08 steel, in comparison with fatigue strength in case-hardened state of the same steel. As carbonitriding induces a 40% higher fatigue strength than case-hardening, substitution of casehardening by carbonitriding for cyclic loaded parts is highly justified.

Influence of carbonitriding depth and of subsequent heat treatment conditions on fatigue strength are also investigated.

În România procedeul de carbonitrurare a început să fie utilizat pe scară industrială la Uzina mecanică — Sinaia, începînd din anul 1960, şi s-a dovedit a fi economic şi contribuind la obţinerea unor proprietăţi mecanice superioare în comparaţie cu cementarea [1], [2].

Cercetările efectuate la Institutul politehnic — Braşov în colaborare cu Uzina nr. 2 — Braşov, privind posibilităţile înlocuirii cementării prin carbonitrurare, la oţelul 15 C 08, au dat de asemenea rezultate pozitive, demonstrînd că înlocuirea cementării prin carbonitrurare atrage după sine importante avantaje legate de productivitatea muncii, de preţul de cost şi de calitatea pieselor tratate [3], [4].

În ceea ce priveşte influenţa carbonitrurării asupra rezistenţei la oboseală a oţelului [6] — caracteristică deosebit de importantă pentru piesele solicitate ciclic —, au fost publicate foarte puţine date.

Este important, în acelaşi timp, de clarificat influenţa asupra rezistenţei la oboseală a regimului de carbonitrurare şi de tratament termic după carbonitrurare. Datele privind aceste probleme sînt deosebit de necesare în vederea stabilirii oportunităţii înlocuirii la piesele solicitate ciclic a cementării prin carbonitrurare.

În cadrul prezentei lucrări s-a urmărit determinarea rezistenţei la oboseală a oţelului 15 C 08 carbonitrurat şi compararea ei cu rezistenţa la oboseală a oţelului 15 C 08 cementat.

S-a urmărit totodată determinarea influenţei duratei carbonitrurării şi a tratamentului termic după carbonitrurare asupra rezistenţei la oboseală a oţelului 15 C 08. În acest scop au fost cercetate comparativ şase regimuri diferite de tratament termochimic şi termic final (tabela 1).

În paralel cu determinarea rezistenţei la oboseală au mai fost urmărite : grosimea stratului, microstructura în strat şi în miez, duritatea stratului şi a miezului.

Materialul şi metoda de cercetare. Din bare de oţel marca 15 C 08 cu diametrul de 20 mm, aflate în stare de livrare (recoapte), au fost executate epruvete normale de oboseală, de tip B, după STAS 5878—58 şi probe metalografice. Epruvetele de oboseală şi cele metalografice executate au fost împărţite în şase loturi, fiecare lot fiind supus în continuare unui anumit regim de tratament termochimic şi termic. Descrierea acestor regimuri este redată în tabela 1.

Regimul I prezintă cazul clasic de cementare în mediu gazos, urmată de tratamentul termic final, aplicat în mod obişnuit unor piese din oţel 15 C 08 de la care se cere în exploatare o duritate de 52—58 HRC.

Tabela 1

Notarea regimului	Tratamentul termochimic aplicat		Tratamentul termic final	Adîncimea stratului	HV		Rezistența la oboseală	
					strat	miez	kgf/mm²	N/mm²
I	Cementare în mediu gazos la temperatura de 850 – 880°C. Durata de menținere 5 h. Răcirea în aer de la temperatura de cementare		Călirea I de la 860 °C în ulei; revenire înaltă la 520 – 580°C, timp de 45 min, răcire în aer; călirea a II-a de la 820°C în ulei; revenire joasă la 280 – 300°C, 60 min, răcire în aer	0,6	518	181	37,5	367,87
II	Carbonitrurarea la temperatura de 880°C în amestec de 75 % CH_4 + 25 % NH_3 cu răcire în aer de la temperatura de carbonitrurare	Durata de menținere 4h	Călirea I de la 860°C în ulei; revenire înaltă la 520 – 580°C, 45 min și răcire în aer. Călirea a II-a de la 820°C în ulei; revenire joasă la 280 – 300°C, 60 min, răcire în aer	0,9	508	214	53	519,93
III			Călire de la 820°C în ulei; revenire joasă la 280 – 300°C, 180 min, răcire în aer	0,9	588	188	51,5	505,21
IV			Călire de la 820°C în ulei. Călire sub 0°C în fulgi de CO_2 la temperatura de – 78°C. Revenire joasă la 280 – 300°C, 60 min, răcire în aer	0,9	579	194	44,5	436,54
V		Durata de menținere 2 h	Călire de la 820°C în ulei. Călire sub 0°C în fulgi de CO_2 la temperatura de – 78°. Revenire joasă la 280 – 380°C, 60 min, răcire în aer	0,5	513	193	37	362,97
VI		Durata de menținere 6 h	Călire de la 820°C în ulei. Călire sub 0°C în fulgi de CO_2 la temperatura – 78°C. Revenire joasă la 280 – 300°C, 60 min, răcire în aer	1,4	519	212	44,25	434,09

Introducerea revenirii înalte între cele două operații de călire are drept scop separarea și coagularea carburilor din stratul cementat, în vederea îmbunătățirii prelucrabilității prin așchiere și a micșorării procentului de austenită reziduală din structura stratului cementat.

Loturile de piese destinate carbonitrurării au fost supuse regimurilor II – VI. Carbonitrurarea a fost efectuată într-o instalație a cărei schemă este redată în figura 1.

Pentru obținerea unor grosimi variabile ale stratului carbonitrurat, diferitele loturi de epruvete carbonitrurate au fost menținute durate diferite la temperatura de carbonitrurare, respectiv: 2 h (regimul V), 4 h (regimurile II, III și IV) și 6 h (regimul VI).

În vederea obținerii de date privitoare la influența tratamentului termic final asupra rezistenței la oboseală, epruvetele carbonitrurate timp de 4 h au fost supuse în continuare unor regimuri de tratament termic final diferit. La stabilirea acestor regimuri diferite de tratament termic după carbonitrurare s-a avut în vedere faptul că, în stratul carbonitrurat, din cauza influenței suplimentare a azotului, apare o cantitate de austenită reziduală mai mare decît în stratul cementat [1], [7] și [8]. Tratamentul termic după carbonitrurare urmărește printre altele și reducerea acestei cantități sporite de austenită reziduală din structura stratului carbonitrurat.

În cazul regimului II, acest lucru se realizează ca și în cazul pieselor cementate, printr-o revenire înaltă intercalată între cele două operații de călire.

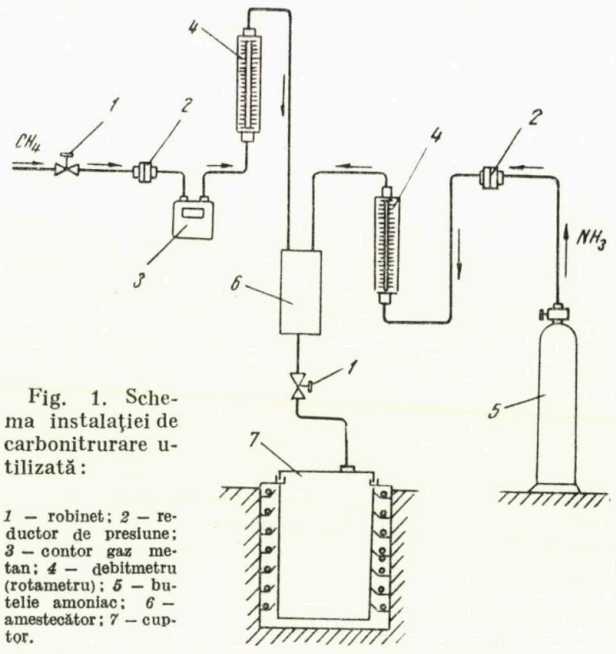


Fig. 1. Schema instalației de carbonitrurare utilizată:

1 – robinet; *2* – reductor de presiune; *3* – contor gaz metan; *4* – debitmetru (rotametru); *5* – butelie amoniac; *6* – amestecător; *7* – cuptor.

În cazul regimului III, pentru reducerea cantității de austenită reziduală din structura stratului carbonitrurat, este prevăzută, avînd în vedere și recomandarea din [8], o durată de menținere la revenire a pieselor carbonitrurate triplă, în comparație cu cea din cazul pieselor cementate.

În cadrul regimului IV, transformarea austenitei reziduale din structura stratului carbo-

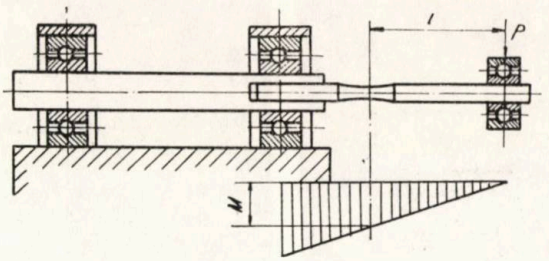


Fig. 2. Schema de încărcare a epruvetei de oboseală în timpul încercării.

nitrurat se urmărește a se realiza prin călire sub 0°C.

Determinarea rezistenței la oboseală a fost efectuată în laboratorul de rezistența materialelor de la Institutul politehnic — Brașov pe o mașină cu patru posturi, destinată încercărilor de oboseală prin încovoiere rotativă, în conformitate cu prevederile STAS 5878—58, avînd o turație de 3 000 cicluri pe min. Schema de încărcare a epruvetei în timpul încercării este cea din figura 2.

Rezistența la oboseală aproximativă a fost considerată, conform STAS 5878—58, egală cu 0,6 σ_r, drept σ_r pentru oțelul 15 C 08 cementat și carbonitrurat luîndu-se valoarea de 70 kgf/mm² [9].

Pe baza rezistenței la oboseală astfel aproximate, a dimensiunilor epruvetei de oboseală utilizate și a schemei de încărcare, a fost determinată valoarea sarcinii de încărcare P după formula :

$$P = \frac{\sigma \cdot W}{l},$$

în care :

P este sarcina aplicată asupra epruvetei;

W — modulul de rezistență, dat de formula $W = \frac{\pi D^3}{32}$;

D — diametrul epruvetei în secțiunea de rupere;

l — brațul de aplicare a sarcinii (fig. 2).

În funcție de numărul de cicluri suportat de prima epruvetă (sub 10^7 cicluri sau peste 10^7 cicluri) la epruvetele următoare eforturile au fost micșorate sau mărite cu cîte 1 sau 2 kgf/mm², urmărindu-se determinarea în acest fel a rezistenței la oboseală, adică a efortului suportat de epruvetă la 10 mil. cicluri.

Pe probele metalografice tratate în aceleași condiții ca și epruvetele de oboseală au fost efectuate determinări ale grosimii stratului cementat sau carbonitrurat, ale microstructurii stratului și miezului și ale durității stratului și miezului.

În vederea măsurării grosimii stratului cementat sau carbonitrurat, epruvetele au fost supuse unei recoaceri la temperatura de 820°C, timp de 15 min, și răcite cu cuptorul de la această temperatură.

Rezultatele obținute. Rezultatele determinărilor efectuate sînt date în tabela 1. Din analiza acestor date rezultă următoarele :

Conform datelor din tabela 1, la aceeași temperatură de tratament termochimic și la aceeași durată de menținere, prin carbonitrurare se obțin adîncimi mai mari ale stratului decît prin cementare. Adîncimea stratului carbonitrurat depinde, ca și în cazul cementării, de temperatura la care se efectuează tratamentul și de durata de menținere.

În experiențele efectuate temperatura de carbonitrurare a fost constantă (880°C), variindu-se durata de menținere în vederea obținerii unor adîncimi variabile ale stratului.

Variația adîncimii stratului carbonitrurat, obținut la oțelul 15 C 08 în funcție de durata de menținere, este dată în diagrama din figura 3.

Cercetarea microstructurii straturilor cementate și carbonitrurate și a miezului probelor respective a dus la următoarele rezultate :

— Probele cementate prezintă o zonă troostomartensitică cu carburi în strat (fig. 4, *a*) și o structură ferito-perlitică în miez (fig. 4, *b*).

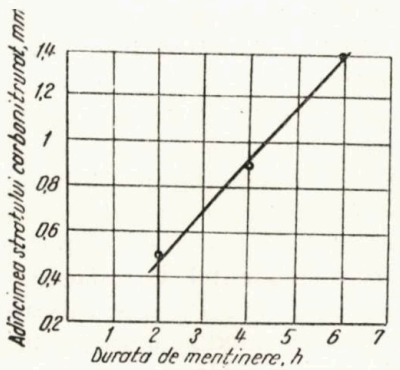


Fig. 3. Variația adîncimii stratului carbonitrurat în funcție de durata de menținere în cazul oțelului 15 C 08, carbonitrurat în mediu gazos format din 75% CH_4 și 25% NH_3 la temperatura de 880°C.

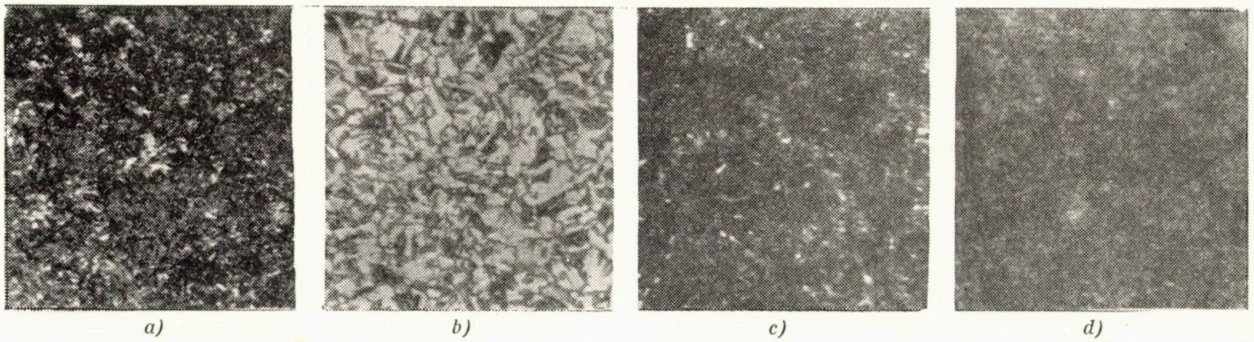
— Studiindu-se influența regimului de tratament termic după carbonitrurare (regimurile II, III și IV) asupra structurii stratului carbonitrurat, s-a constatat că în cazul carbonitrurării, spre deosebire de cazul cementării, revenirea înaltă intercalată între cele două călири (regimul II) nu asigură (probabil datorită influenței suplimentare a azotului) o reducere subs-

tanţială a austenitei reziduale din structură. Austenita reziduală apare în cantităţi destul de mari în structura stratului carbonitrurat (fig. 4, *c*), făcînd ca duritatea să fie mai mică decît cea obţinută prin cementare (regimul I) şi decît cea obţinută prin celelalte regimuri de tratament termic final la piesele carbonitrurate în aceleaşi condiţii (regimurile III şi IV). Asupra rezistenţei la oboseală, tabela 1, prezenţa

Determinările durităţilor straturilor şi miezului probelor cementate şi carbonitrurate au arătat următoarele :

— Duritatea miezului a variat între 180 şi 215 HB, înregistrîndu-se în general diferenţe mici, în funcţie de regimul de tratament termic final aplicat.

— Durităţile straturilor obţinute prin carbonitrurare sînt foarte apropiate de cele obţinute



a) *b)* *c)* *d)*

Fig. 4. Oţel 15 C 08 :

a — microstructura stratului cementat. Cementare după regimul I × 250 ; *b* — microstructura miezului × 250 ; *c* — microstructura stratului carbonitrurat. Carbonitrurare şi tratament final după regimul II × 250 ; *d* — microstructura stratului carbonitrurat. Carbonitrurare şi tratament final după regimul III × 250.

austenitei reziduale nu are însă efect nefavorabil, epruvetele astfel tratate avînd cea mai bună rezistenţă la oboseală.

Călirea urmată de o revenire (regimul III), cu durata de menţinere triplă faţă de cazul cementării (regimul I) şi faţă de cazul precedent de carbonitrurare (regimul II), s-a dovedit o metodă eficace de reducere a cantităţii de austenită reziduală din structura stratului carbonitrurat (fig. 4, *d*), prin acest regim obţinîndu-se în strat o structură troosto-martensitică cu carbonitruri.

Reducerea cantităţii de austenită reziduală din structura stratului carbonitrurat s-a reflectat pozitiv şi în valorile de duritate obţinute, superioare faţă de cele obţinute prin cementare şi prin regimul de tratament anterior (regimul II). Valorile rezistenţei la oboseală obţinute în acest caz sînt, de asemenea, ridicate şi foarte apropiate de cele maxime obţinute prin regimul precedent (regimul II).

Călirea de la 820°C urmată de călire sub 0°C şi revenire (regimul IV) a asigurat o reducere satisfăcătoare a austenitei reziduale din structura stratului carbonitrurat, care a fost, ca şi în cazul precedent, formată din troostită, martensită şi carbonitruri de o duritate ridicată. Rezistenţa la oboseală a epruvetelor tratate după acest regim a fost inferioară celei obţinute prin regimurile anterioare (II, III).

În ceea ce priveşte structura miezului probelor carbonitrurate, ea a fost ca şi la probele cementate formată din ferită şi perlită.

prin cementare. Regimul de tratament efectuat după carbonitrurare influenţează duritatea stratului.

— Durităţile cele mai ridicate, apropiate între ele, au fost obţinute în cazul aplicării regimurilor III şi IV. Duritatea insuficientă a stratului carbonitrurat în comparaţie cu cea a stratului cementat se obţine prin aplicarea regimului II.

Datele din tabela 1 arată în mod evident că prin carbonitrurare se obţine o rezistenţă la oboseală superioară celei obţinute prin cementare. Dacă prin cementare timp de 5 h se obţinea o rezistenţă la oboseală de 37,5 kgf/mm², prin carbonitrurare într-un timp chiar ceva mai scurt (4 h) şi cu acelaşi regim de tratament termic ulterior s-a obţinut o rezistenţă la oboseală mult mai ridicată, de 53 kgf/mm². Rezultă deci că rezistenţa la oboseală obţinută prin carbonitrurare este cu aproximativ 40% mai ridicată decît cea obţinută prin cementare. Aplicarea carbonitrurării, în locul cementării, la piesele solicitate ciclic, este deci de natură să ducă la mărirea considerabilă a duratei de funcţionare a pieselor. O rezistenţă la oboseală aproximativ egală cu cea obţinută prin cementare se obţine în cazul carbonitrurării la o durată de menţinere de numai 2 h (regimul V).

Avantajele carbonitrurării, în ceea ce priveşte asigurarea unei rezistenţe la oboseală ridicate, apar ca indiscutabile.

Rezultatele obţinute în cadrul prezentei lucrări sînt în concordanţă cu cele publicate în lucrările [5] şi [6], de unde rezultă influenţa favorabilă a carbonitrurării asupra rezistenţei la oboseală. În aceste lucrări însă rezistenţa

la oboseală obținută prin carbonitrurare nu este comparată cu cea obținută prin cementare ci cu cea obținută la probe netratate termochimic, ci doar călite și revenite [6].

În cadrul lucrării de față a fost studiată, de asemenea, influența adîncimii stratului asupra rezistenței la oboseală.

Curba care arată variația rezistenței la oboseală în funcție de grosimea stratului carbonitrurat, construită după datele din tabela 1, regimurile IV, V și VI, arată că rezistența la oboseală crește o dată cu creșterea adîncimii stratului pînă la un punct, iar apoi începe să scadă (fig. 5). Curba obținută prezintă un maxim la adîncimi ale stratului de 1,0—1,2 mm.

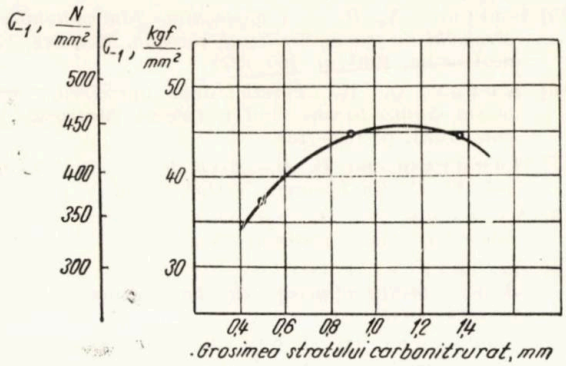


Fig. 5. Variația rezistenței la oboseală în funcție de adîncimea stratului carbonitrurat, la oțelul 15 C 08 carbonitrurat în mediu de 75% CH_4 + 25% NH_3 la temperatura de 880°C. Tratamentul termic final după regimul IV.

Studiind influența adîncimii stratului carbonitrurat asupra rezistenței la oboseală a oțelului St. 3, cu duritatea finală de 58—61 HRC, Kotov [6] obține o curbă cu punctul maxim la adîncimi ale stratului de 0,8 — 1,0 mm.

Tauscher și Stecher [10], studiind influența adîncimii stratului cementat asupra rezistenței la oboseală, constată același tip de variație a rezistenței la oboseală în funcție de adîncimea stratului cementat. În lucrarea [10] se arată însă că poziția maximului depinde de marca oțelului, conținutul de carbon în strat și tratamentul termic la care a fost supus oțelul.

După Finnern [11] însă, în cazul în care procentul de carbon de la suprafață nu depășește 0,9 %, tratamentul după cementare nu influențează în mod esențial nici structura și nici rezistența la oboseală.

Rezultatele publicate de Tauscher și Stecher pe de o parte și Finnern pe de altă parte au fost însă obținute pe epruvete cementate și nu carbonitrurate.

Aplicînd regimuri de tratament termic diferite după carbonitrurarea epruvetelor menținute timp de 4 h la temperatura de carbonitrurare, s-au obținut rezistențe la oboseală diferite, ceea ce arată că regimul de tratament termic aplicat după carbonitrurare influențează în mare măsură valorile rezistenței la oboseală. Rezistența la oboseală maximă a fost obținută la epruvetele supuse regimului II, format din călire dublă, revenire înaltă între căliri și revenire joasă.

O rezistență la oboseală foarte apropiată a fost obținută și prin aplicarea regimului III, mult mai simplu, compus dintr-o călire și o revenire cu o durată de menținere triplă față de regimurile precedente. Rezistența la oboseală ridicată, microstructura și duritatea corespunzătoare, obținute prin aplicarea acestui regim, pledează pentru simplificarea regimului de tratament după carbonitrurare, în sensul renunțării la călirea dublă și revenirea înaltă intermediară. Regimul IV, care includea operația de călire sub 0°C, a dat o rezistență la oboseală mai scăzută în comparație cu celelalte regimuri experimentate (II, III).

După cum se vede din figura 6, curbele variației rezistenței la oboseală a probelor carbonitrurate timp de 4 h se află situate mult deasupra curbei de oboseală a epruvetelor cementate timp de 5 h.

Curba rezistenței la oboseală a epruvetelor cementate timp de 5 h este foarte apropiată, deși puțin superioară, de curba rezistenței la oboseală a epruvetelor carbonitrurate timp de numai 2 h. Aceasta dovedește o dată în plus avantajele carbonitrurării față de cementare la piesele solicitate ciclic.

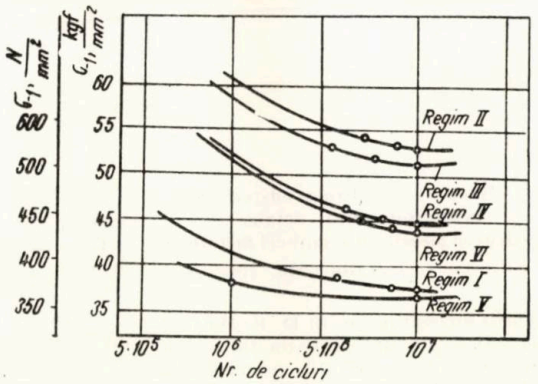


Fig. 6. Curbele de oboseală ale epruvetelor cementate sau carbonitrurate și tratate termic în mod diferit după carbonitrurare.

Concluzii

Prin tratamentul termochimic de carbonitrurare se obține o rezistență la oboseală superioară (cu aprox. 40%) celei obținute prin cementare.

Avînd în vedere și avantajele care se obțin, înlocuirea cementării prin carbonitrurare la piesele solicitate ciclic apare justificată din punct de vedere tehnic și economic.

Rezistența la oboseală variază în funcție de adîncimea stratului carbonitrurat și de tratamentul termic aplicat după carbonitrurare. În cazul aplicării unui tratament termic final de tipul regimului IV, rezistența la oboseală

maximă la oţelul 15 C 08 se obţine la adîncimi ale stratului carbonitrurat de 1,0 — 1,2 mm. Pentru alte mărci de oţeluri sau alte regimuri de tratament după carbonitrurare este necesar să se stabilească adîncimea optimă a stratului din punctul de vedere al rezistenţei la oboseală.

Studiindu-se influenţa diferitelor regimuri de tratament termic după carbonitrurare asupra microstructurii, durităţii şi rezistenţei la oboseală a oţelului 15 C 08, s-a ajuns la concluzia că regimul de călire simplă urmată de revenire cu o durată de menţinere triplă faţă de cazurile obişnuite asigură reducerea corespunzătoare a cantităţii de austenită reziduală din stratul carbonitrurat şi o rezistenţă la oboseală ridicată.

Examenul microstructurii după diferite regimuri de tratament termic final aplicat a arătat că, spre deosebire de cementare, în cazul carbonitrurării, revenirea înaltă intercalată între cele două căliri nu asigură reducerea corespunzătoare a cantităţii de austenită reziduală din strat şi face ca duritatea finală să fie sub valoarea dorită.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Cercetări cu privire la tratamentul de carbonitrurare.* Experienţa uzinei „I. C. Frimu" — Sinaia. Bucureşti, I.D.T., 1962.

[2] Teodorescu A. *Tratamente termice în atmosfere controlate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[3] Tudoran P. şi colab. *Încercări de carbonitrurare a oţelurilor OLC 15, 15 C 07, 13 CN 35 şi 20 MoC 12.* Conferinţa ştiinţifică a catedrelor Tehnologia metalelor şi Prelucrări la cald, Instit. politehnic—Braşov, 1965.

[4] Tudoran P., Giacomelli I. şi Fiterău V. *Cercetări privind înlocuirea tratamentului de cementare prin tratamentul de carbonitrurare la oţelul 15 C 08 cu aplicaţie la semiaxele motoretei „Carpaţi".* Conferinţa ştiinţifică a catedrelor Tehnologia metalelor şi Prelucrări la cald. Institutul politehnic — Braşov, ianuarie, 1967.

[5] Raiţes V. B. *Tehnologhiia himico-termiceskoi obrabotki na maşinostroitelnih zavodah.* Moscova, Maşinostroenie, 1965, p. 207—221.

[6] Kotov O. K. *Poverhnostnoe uprocinenie detalei maşin himico-termiceskimi metodami.* Moscova, Maşghiz, 1961, p. 152—162.

[7] Houdremont E. *Handbuch der Sonderstahlkunde,* vol. II, Berlin Springer Verlag, 1956.

[8] Assonov A. D. *Sovremennie metodi termiceskoi obrabotki.* Maşinostroenie, 1964.

[9] Micloşi V., Popescu N. şi Stere N. *Îndrumar pentru alegerea oţelurilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[10] Tauscher H. şi Stecher E. *Das Verhalten der Einsatzstähle bei Dauerschwingbeansprunchung.* Maschinenbautehnik, 11, nr. 1, 1962, p. 37—44.

[11] Finnern B. *Verleich der Dauerfestigkeit und Messänderung nach Aufkohlen bei 930 und 980°C.* Härterei — Techn. Mitt, 1962, 17, nr. 1, p. 12—23.

[12] Hempel M. şi Hillnhagen E. *Einfluss des Kohlenstoffgehaltes auf die Wechselfestigkeit technischer Reineisensorten.* Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1968, 39, nr. 4, p. 283—298.

RECENZIE

D. E. Bogatin. **Proizvodstvo metallo-keramiceskih detalei (Fabricarea pieselor din pulberi metalice).** Moscova, Metallurghia, 1968

Scurta monografie a lui D. E. Bogatin urmăreşte să prezinte într-un tot unitar particularităţile fabricării pieselor din construcţia de maşini prin metalurgia pulberilor. A fost în intenţia autorului să adune într-un tot noţiuni elementare din acest domeniu al metalurgiei. Lucrarea este concepută astfel, încît pentru înţelegerea deplină a ei, nu sînt necesare cunoştinţe teoretice prea înalte.

Cele nouă capitole ale lucrării sînt: „Obţinerea pulberilor" (I); „Posibilităţile metalurgiei pulberilor" (II); „Presarea pulberilor" (III); „Utilaje pentru presarea pulberilor" (IV); „Atmosfere protectoare" (V); „Sinterizarea pieselor" (VI); „Operaţii ulterioare sinterizării" (VII); „Rolul controlului" (VIII); „Eficacitatea economică a metalurgiei pulberilor" (IX); „Tehnica securităţii muncii" (X); „Realizările metalurgiei pulberilor în alte ţări" (XI).

Noţiunile privind posibilităţile de obţinere a pulberilor sînt prezentate foarte clar. Sînt descrise posibilităţile de producere a pulberilor metalice din fier, din cupru, din oţeluri şi din aliaje neferoase speciale; separat sînt cuprinse procedeele de producere a pulberilor sferice. Pentru toate tipurile de pulberi se fac referinţe la compoziţiile chimice, la proprietăţile fizice şi la cele tehnologice.

În privinţa presării pulberilor, lucrarea conţine date privind criteriile de alegere a materialelor în vederea presării, construcţia utilajelor de presare, presele mecanice, hidraulice, precum şi alte procedee de obţinere a preselor din pulberi.

Un spaţiu ceva mai amplu, în comparaţie cu celelalte capitole, s-a acordat problemei atmosferelor protectoare. Astfel, sînt cuprinse pînă şi noţiuni de reglare a atmosferelor de protecţie, obţinerea, prin conversiune, a gazelor exotermice, sau chiar şi obţinerea amoniacului disociat.

Sinterizarea este privită mai ales prin prisma utilajelor de sinterizare, fiind cuprinse de asemenea date despre cuptoarele electrice de sinterizare şi soluţiile mai raţionale de încălzire în metalurgia pulberilor pentru prese mici.

Operaţiile de după sinterizare sînt cuprinse în totalitate: tratarea superficială a pieselor (acoperiri metalice), tratamentul termic (recoacerea pentru obţinerea perlitei globulare, tratamentele termice şi termochimice), îmbibarea cu ulei a pieselor cu rol de frecare, prelucrare mecanică, calibrare etc.

Ing. *C. Rădulescu*

Determinarea călibilităţii oţelurilor prin metoda răcirii frontale, la uzina „Industria sîrmei" - Cîmpia Turzii

Chim. ELISABETA FODOR şi I. MOLDOVAN
Uzina „Industria sîrmei" – Cîmpia Turzii

CZ 669.14 : 621.785.6.011

LA DÉTERMINATION DE LA CAPACITÉ DE TREMPE DES ACIERS PAR LA MÉTHODE DU REFROIDISSEMENT FRONTAL AUX USINES „INDUSTRIA SÎRMEI" DE CÎMPIA TURZII

On expose l'expérience acquise par l'usine dans la détermination de la capacité de trempe des aciers ; on a utilisé un réservoir-tampon d'eau (pour assurer une pression constante de l'eau de refroidissement) et un dispositif pour le déplacement à une distance établie de l'épreuve dans les appareils qui servent à déterminer la dureté.

Sur la base des courbes qui indiquent la capacité de trempe, on a construit la bande de la capacité de trempe de l'acier 41 MoC 11 X.

ESTIMATION OF STEEL HARDENABILITY BY THE FRONTAL-COOLING METHOD, IN PLANT „INDUSTRIA SÎRMEI – CÎMPIA TURZII

The paper presents the plant's experience as regards steel hardenability estimation by means of a water buffer tank (to ensure a constant pressure for the cooling water) and of a device which allows to displace the sample on a pre-established distance towards the hardness tester.

Hardenability range of 41MoC11X steel was thus established, by means of plotted hardenability curves.

În laboratorul de la uzina „Industria sîrmei" se studiază de mai mult timp comportarea la călire a unor calităţi de oţeluri, determinîndu-se călibilitatea prin metoda răcirii frontale (metoda Jominy), conform STAS 4930—66.

În cele ce urmează se redau unele aspecte din experienţa acestei uzine privind determinarea călibilităţii oţelului.

De la început trebuiau rezolvate două probleme importante, şi anume :

— asigurarea unei răciri constante în timpul călirii. Dat fiind faptul că presiunea apei în conducta de apă variază în timp, a fost necesară intercalarea unui rezervor tampon de apă *6* (fig. 1), dotat cu plutitor, care să asigure pe tot timpul călirii menţinerea unui debit constant al apei ;

— găsirea unei posibilităţi de măsurare a durităţii pe suprafaţa cilindrică a epruvetei şlefuite, la distanţele stabilite. În acest scop s-a confecţionat un dispozitiv de fixare a epruvetei (fig. 2) care permite deplasarea controlată a epruvetei la aparatul de determinat duritatea Rockwell.*

Descrierea determinării. Epruvetele s-au confecţionat la strung, din material forjat sau laminat, în sens longitudinal, avînd diametrul de 30 mm. Forma epruvetei este conform STAS 4930—66 ; partea frontală a epruvetei care vine în contact cu jetul de apă s-a şlefuit pe hîrtie abrazivă cu granulaţia 8 (STAS 1753-60).

Epruveta pregătită s-a introdus într-un tub confecţionat din oţel inoxidabil (fig. 3). La partea închisă a tubului s-a pus o pastilă din grafit de circa 3 mm grosime, în scopul evitării decarburării suprafeţei frontale a epruvetei.

Tubul cu epruveta s-a introdus în cuptorul electric, unde s-a încălzit pînă la atingerea temperaturii de călire a oţelului respectiv, menţinîndu-se în continuare încă 30 min la această temperatură. După aceea s-a scos epruveta din tub cu ajutorul unui cleşte, în aşa fel, încît timpul de la scoaterea epruvetei din cuptor şi începutul călirii să nu fie mai mare de 5 s. Epruveta s-a aşezat pe suportul dispozitivului de răcire (fig. 1). Instalaţia de alimentare cu apă *3* este construită în aşa fel, încît distanţa dintre capătul inferior al epruvetei şi orificiul tubului de apă să fie de $12{,}5 \pm 5$ mm. Diametrul tubului de apă fiind de 12,5 mm, instalaţia de alimentare asigură un jet de apă care atinge în curgere liberă înălţimea de 65 mm. Înainte de a se aşeza epruveta pe suport, s-a fixat înălţimea jetului de apă, apoi paleta s-a adus în dreptul jetului. În momentul în care epruveta s-a aşezat pe suport, s-a înde-

*Dispozitivul de fixare a fost realizat de către A. Konya, lăcătuş, în cadrul atelierului AMC.

părtat brusc paleta, realizîndu-se un contact brusc al jetului de apă cu epruveta, evitîndu-se în acelaşi timp stropirea părţii laterale a epruvetei.

încet şi cu mare atenţie pentru a se evita încălzirea epruvetei.

Pentru determinarea durităţii, epruveta s-a aşezat pe suportul *1* al dispozitivului de fixare

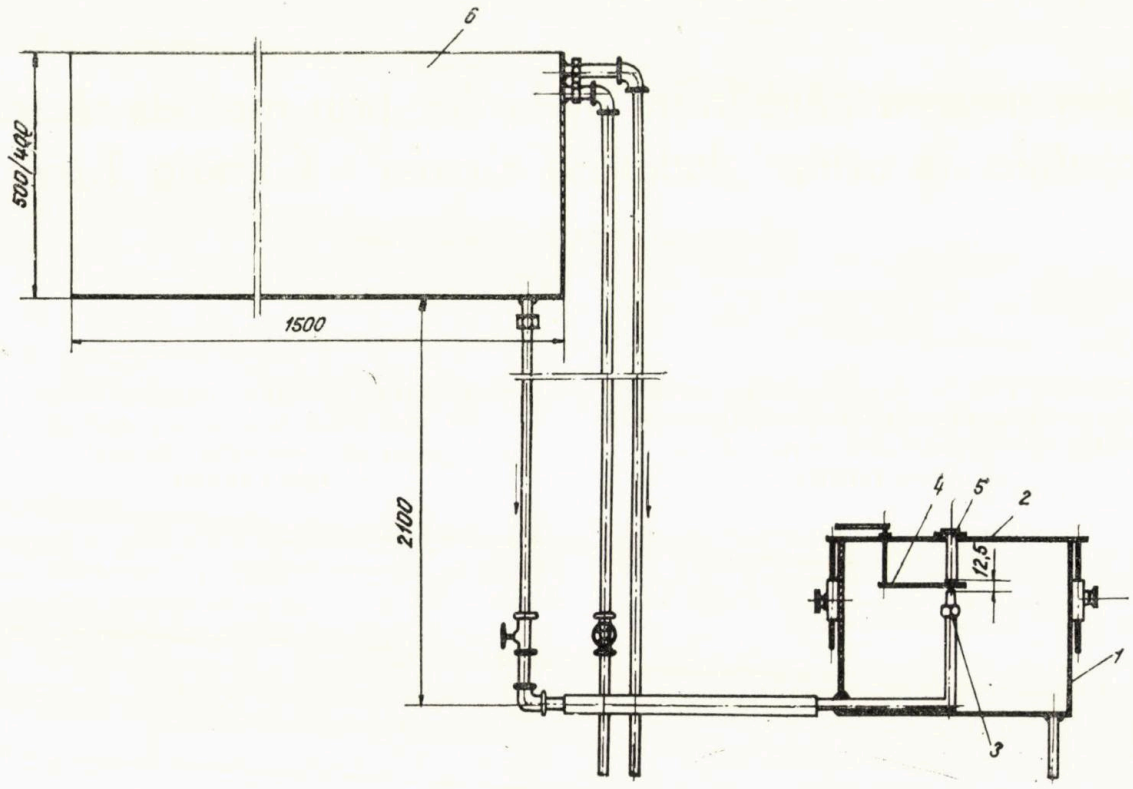


Fig. 1. Dispozitivul de răcire a epruvetelor:
1 – bazin; *2* – suport; *3* – instalaţie de alimentare cu apă; *4* – paletă; *5* – epruvetă; *6* – rezervor tampon de apă.

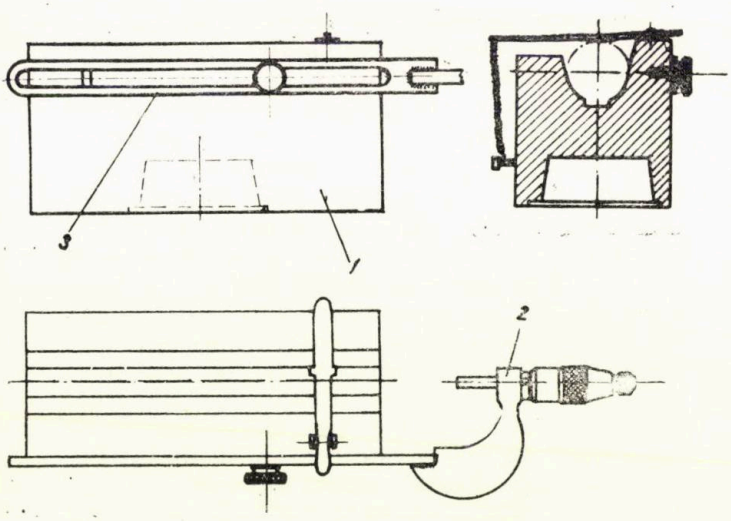


Fig. 2. Dispozitiv de fixare a epruvetei:
1 – suport; *2* – micrometru; *3* – riglă.

Pe epruveta răcită s-au şlefuit, la maşina de şlefuit cu masă magnetică, două feţe plane şi paralele; la şlefuire s-a îndepărtat un strat de 0,5 ± 0,10 mm metal, şlefuirea făcîndu-se

a epuvetei (fig. 2), aplicat la aparatul de determinare a durităţii Rockwell în aşa fel, încît capătul răcit al epruvetei să fie în acelaşi plan cu conul de diamant al aparatului Rockwell. Cu ajutorul micrometrului *2* şi al riglei *3* s-a deplasat epruveta, determinîndu-se duritatea din 1,5 în 1,5 mm, pe ambele feţe şlefuite. Sarcina aplicată a fost de 150 kgf.

S-au trasat curbele de călibilitate la 60 şarje de oţel 41 MoC 11 X (la 120 epruvete). Drept valori ale durităţii s-au luat mediile aritmetice ale valorilor durităţii, determinate la aceleaşi distanţe, pe cele două feţe plane şlefuite ale epruvetelor.

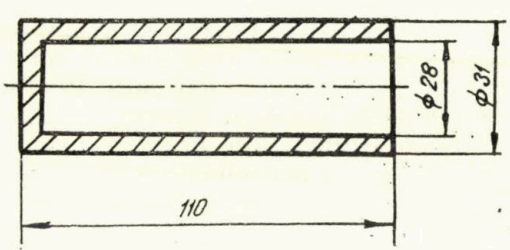


Fig. 3. Tub în care se introduce epruveta.

Tabela 1

Distanța de la capătul răcit al epruvetei, mm	Duritatea pe cele două suprafețe șlefuite, HRC	Media durității, HRC	Distanța de la capătul răcit al epruvetei, mm	Duritatea pe cele două suprafețe șlefuite, HRC	Media durității, HRC
1,5	50—52	51	15,0	47—47	47
3,0	50—52	51	16,5	46—46	46
4,5	50—52	51	18,0	45—45	45
6,0	52—50	51	19,5	45—45	45
7,5	51—51	51	21,0	42—42	42
9,0	52—48	50	22,5	39—41	40
10,5	49—47	48	24,0	40—40	40
12,0	49—49	49	25,5	39—41	40
13,5	47—47	47			

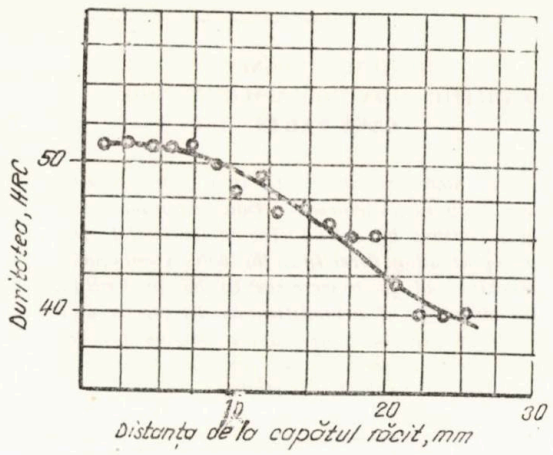


Fig. 4. Curba de călibilitate.

Ca exemplu se dă tabela 1 și figura 4 — curba de călibilitate la una din șarjele de oțel calitatea 41 MoC 11 X, cu conținut de carbon C = 0,41%.

Din figura 4 se poate citi că indicele de călibilitate al șarjei respective este: J48/13(51), ceea ce înseamnă că, la un conținut de carbon de C=0,41%, duritatea de 48 HRC — corespunzătoare zonei semimartensitice — se găsește la

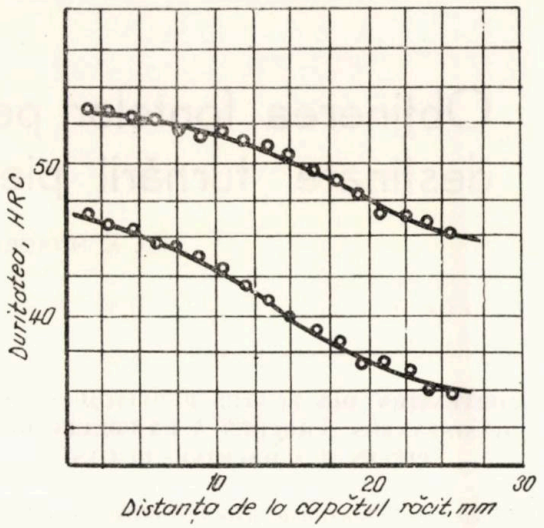


Fig. 5. Banda de călibilitate pentru oțelul 41 MoC 11 X.

o distanță de 13 mm de la capătul răcit și că duritatea maximă la capătul răcit al epruvetei este de 51 HRC.

Pe baza curbelor de călibilitate s-a construit banda de călibilitate pentru oțelul 41 MoC 11 X, redată în figura 5.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schumann H. *Metalurgie fizică*. București, Editura tehnică, 1962.

[2] Mantea Șt. și Dulămiță T. *Teoria și practica tratamentelor termice*. București, Editura tehnică, 1966.

[3] *** STAS 4930 — 66.

Obţinerea fontelor perlitice de înaltă rezistenţă, destinate turnării pieselor pentru maşini-unelte

Ing. A. MITROFAN şi ing. M. MARGHESCU
Uzina „Victoria" — Călan

CZ 669.131.6.018.2 : 62.74

L'OBTENTION DES FONTES PERLITIQUES TRÈS RÉSISTANTES, PROPRES À LA COULÉE DES PIÈCES DES MACHINES-OUTILS

Pour obtenir une fonte grise très résistante à l'usine „Victoria" — Călan, on a modifié la fonte en introduisant un alliage de ferrosilicium-cuivre, à l'état liquide, dans la poche à couler. Selon ce procédé on a coulé environ 2 000 t de pièces principales pour machines-outils.

Ce procédé présente l'avantage suivant : la modification est réalisée à grand rendement jusqu'aux températures minima de 1 280—1 300°C et permet en même temps une correction sûre dans les deux sens.

HIGH-RESISTANCE PEARLITIC IRON FOR MACHINE-TOOL CAST PARTS

To obtain high-resistance grey iron under existing conditions in Plant „Victoria" — Călan, iron modification was performed by introducing in liquid state ferrosilicon-copper alloy, directly in the ladle. About 2,000 t main machine-tool parts were cast by this proceeding. It has the advantage of a modification developing with high efficiency up to temperatures ranging between 1280 and 1 300°C, allowing at the same time an accurate process correction in both directions.

Pentru turnarea pieselor destinate construcţiei de maşini se folosesc fonte cenuşii modificate prin următoarele procedee cunoscute :

— Cu modificatori solizi, în acest caz fontele fiind elaborate în diverse agregate de topire ca : cuptoare cu inducţie, rotative, cubilouri etc. Modificarea se realizează prin introducerea în fonta lichidă a modificatorilor cu diverse dispozitive şi procedee. Modificatorii folosiţi sînt : ferosiliciul, silicocalciul, calciul metalic, CuCaSi şi o serie de modificatori complecşi avînd în compoziţie elemente ca Si, Ca, Cu, Al, Sr, Sn, Ba, Zr, C.

— Cu modificatori în stare lichidă ca : fontă cenuşie lichidă, oţel lichid şi fonte lichide cu grade de grafitizare diferite.

În principalele turnătorii din România, în care se toarnă piese pentru maşini-unelte, s-au adoptat ca modificatori FeSi 75%, SiCa şi alţi modificatori complecşi, ca modificatori solizi, şi oţelul, ca modificator lichid (în măsura în care rezultatele obţinute nu se datorează numai reducerii conţinutului de carbon şi a gradului de eutecticitate).

Pentru obţinerea proprietăţilor cerute, tehnologiile de modificare sînt adesea însoţite şi de o aliere cu nichel, cupru, crom.

În anul 1966 la Uzina „Victoria" — Călan s-a trecut la asimilarea turnării pieselor pentru maşini-unelte, respectiv pentru strungurile Carusel Sc 2 000 şi Sc 2 500 fabricate de F.M.U.A.B. după licenţa Morando. Condiţiile impuse acestor piese prin caietele de sarcini, comparativ cu cele ale fontei tip Meehanita, au fost cele din tabela 1.

Tabela 1

Materialul	Caracteristicile mecanice				Microstructura		Observaţii
	σ_r min. tracţiune, kgf/mm²	σ_r min. încovoiere, kgf/mm²	Săgeata min. mm	Duritatea HB	Structura masei metalice de bază	Mărime grafit STAS 6905—64	
Fontă Meehanită	21—35	44—63	—	170—220	—	—	Date informative
Fontă pentru maşini-unelte	25—35	45—55	8—9	200—250	perlită cu max. 5% ferită	GL 4 GL 5 GL 6	Se detensionează

Condiţiile impuse nu puteau fi obţinute decît folosind o tehnologie de modificare a fontei. În acest scop s-a încercat asimilarea unuia din procedeele clasice de modificare în condiţiile existente în turnătoria uzinei, care dispune ca agregate de topire de cubilouri cu diametrul de 700 mm, cu aer rece şi descărcare intermitentă şi de 1 100 mm, cu aer cald (260—280°C) şi funcţionare continuă, cu acumularea fontei într-un antecreuzet basculant. Încercările s-au efectuat cu fontă elaborată la cubilourile cu diametrul de 1 100 mm, la care, cu toate amenajările făcute şi măsurile luate (pînă la 60% oţel şutaje în încărcătură), conţinutul de carbon nu a putut fi scăzut sub 3,2%, iar temperatura fontei la evacuarea din antecreuzet nu a depăşit 1 350°C, măsurată cu pirometrul optic fără corecţie. Ca modificatori s-a folosit 75% FeSi în granule de 3—5 mm în proporţie de 0,6—0,8% şi SiCa în proporţie de 0,3—0,5% din cantitatea de fontă lichidă.

Introducerea modificatorului s-a făcut în jetul de fontă la deversarea din antecreuzet în oală. În aceste condiţii rezultatele au fost variabile, procesul de modificare neputînd fi stăpînit întotdeauna, ca urmare a asimilării diferite a modificatorului în funcţie de temperatura fontei. În cazul nereuşitei, corectarea procesului de modificare este foarte greoaie şi în majoritatea cazurilor imposibilă. Situaţia de fapt a generat rebuturi cauzate de :

— structură şi caracteristici mecanice necorespunzătoare ;

— alte defecte în piesele turnate cauzate de proprietăţile de turnare a fontei.

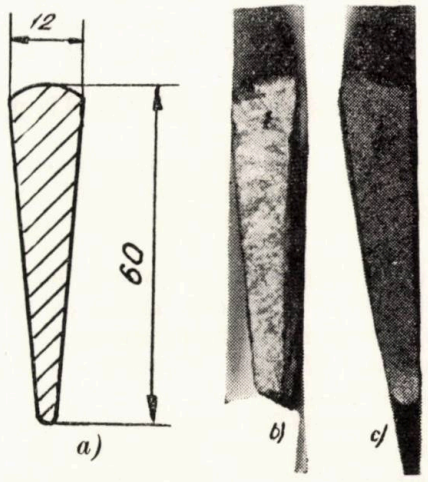


Fig. 1. Probe pană folosite la modificare :
a — dimensiunile probelor pană folosite ; *b* — structura probei pană înainte de modificare ; *c* — structura probei pană după modificare.

În urma obţinerii rezultatelor necorespunzătoare, s-au întreprins cercetări pentru stabilirea unui procedeu adecvat condiţiilor existente în turnătorie, procedeu care să nu fie dependent în prea mare măsură de conţinutul de carbon, încărcătura metalică şi temperatura de elaborare.

Procedeul adoptat, care face obiectul unui brevet acordat uzinei „Victoria" — Călan, are ca principiu folosirea unui modificator complex în stare lichidă şi se utilizează în două variante, în funcţie de caracteristicile fizico-mecanice impuse pieselor turnate.

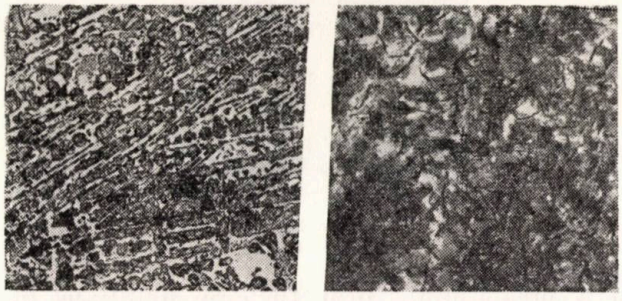


Fig. 2. Microstructura probelor pană la o grosime de 10 mm : *a* — înainte de modificare × 100 ; *b* — după modificare × 100.

În prima variantă pentru elaborarea fontei destinate modificării în cubilouri cu diametrul de 1 100 mm, se foloseşte următoarea încărcătură metalică : 35—50% fontă de primă fuziune — FK (Călan) ; 50—65% oţel (şutaje).

Compoziţia chimică a fontei lichide cu o temperatură de min. 1 280°C este cuprinsă între următoarele limite : 3,5% C max. ; 0,9—1,1% Si ; 0,250% P max. ; 0,1% S max. ; 0,8 — 1,1% Mn, corespunzătoare unui grad de saturaţie $S_c = 0{,}75 - 0{,}85$.

Pentru determinarea gradului de albire se folosesc probe pană cu dimensiuni corespunzătoare grosimilor minime de pereţi ale pieselor turnate (fig. 1, *a*).

Corespunzător analizei chimice indicate, structura probelor pană trebuie să fie albă sau cel mult pestriţă (fig. 1, *b*). Pentru obţinerea unui efect de modificare maxim este indicat ca gradul de saturaţie S_c să fie minim, iar albirea să fie cît mai avansată, dacă este posibil fără carbon grafitic (fig. 2, *a*). Prealiajul lichid folosit la modificare se elaborează într-un cubilou cu diametrul de 700 mm, din următoarea încărcătură metalică : 60—70% FeSi 75% ; 30—40% oţel (şutaje).

Şutajele de oţel se introduc în încărcătură în scopul măririi cantităţii de modificator lichid care, în caz contrar, prezintă pierderi mari datorită lipiturilor în cubilou, pe jgheab sau oală, ca urmare a viscozităţii ridicate şi a vitezei mari de răcire.

Prealiajul lichid elaborat are următoarea compoziţie chimică : 35—45 % Si ; max. 0,5 % Mn ; max. 0,5 % C ; max. 0,150 % P ; max. 0,05 % S ; 1,0—1,5 % Al ; rest Fe.

În stare solidă prealiajul tip I prezintă microstructura din figura 3.

Elaborarea prealiajului în cubilou a fost determinată de lipsa unui agregat corespunzător de topire (cuptor electric).

Modificarea se realizează prin amestecarea în stare lichidă a fontei destinate modificării

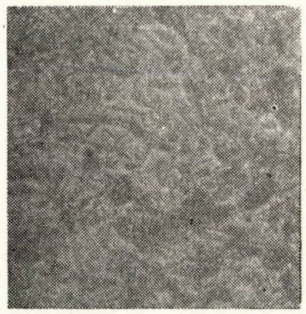


Fig. 3. Microstructura prealiajului tip I.

şi a prealiajului, prin turnare simultană în oala de turnare (fig. 4). Cantitatea de prealiaj introdusă este de 1,5—1,8%, stabilită experimental, în funcţie de compoziţia chimică a fontei modificate.

Compoziţia chimică finală este cuprinsă între următoarele limite: max. 3,5% C; 1,5—1,85% Si; 0,8—1,1% Mn; max. 0,250% P max. 0,100 % S la un grad de saturaţie $S_c = 0,9 - 0,95$.

Tabela 2

Materialul	Caracteristici mecanice				Microstructură	
	σ_r min. tracţiune, kgf/mm²	σ_r min. încovoiere, kgf/mm²	Săgeata min, mm	Duritatea HB	Structura masei metalice de bază	Mărime grafit STAS 6905—64
Fontă modificată varianta I la U.V.Călan	28—32	60—65	10—12	190—205	Perlitică	GL 4 GL 6

Fonta elaborată după acest procedeu prezintă caracteristicile din tabela 2.

Caracteristicile fizico-mecanice au fost determinate pe probe turnate, după cum urmează: tracţiunea s-a determinat pe probe turnate, de Ø 30 mm; încovoierea şi săgeata totală pe

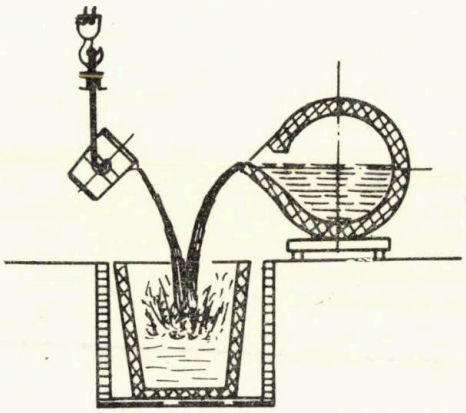


Fig. 4. Modificarea prin amestec în stare lichidă.

probe turnate, de Ø 40 mm, prelucrate la Ø 30 mm, cu distanţa între reazime de 600 mm; duritatea a fost determinată pe probe de Ø 30 mm în centrul probei.

În varianta a doua, pentru elaborarea fontei lichide, în încărcătură se înlocuieşte parţial fonta de primă fuziune elaborată cu cocs (FK) cu fontă de primă fuziune elaborată cu mangal (FX).

Compoziţia chimică a fontei lichide înainte şi după modificare se păstrează în aceleaşi limite ca şi la prima variantă.

În ceea ce priveşte modificatorul, s-a pornit de la ideea că pentru obţinerea unei eficienţe sporite, el trebuie să fie puternic grafitizant în perioada de cristalizare şi să asigure un număr mare de germeni, în timp ce la cristalizarea eutectoidă trebuie să frîneze grafitizarea, deci trebuie să conţină elemente antiferitizante (stabilizator al perlitei). În acest sens prealiajul

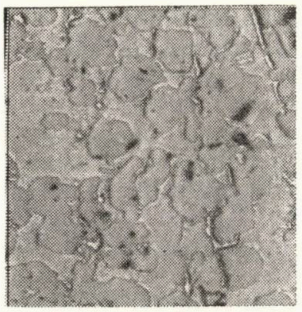


Fig. 5. Microstructura prealiajului tip II.

tip II a fost elaborat cu cupru introdus fie în încărcătură, fie în oală, şi a prezentat următoarea compoziţie chimică: 32 — 42 % Si; 10 — 16% Cu; max. 0,5% Mn; max. 0,5% C; max. 0,150% P; max. 0,05% S; 1,0—1,5% Al; rest Fe.

În stare solidă prealiajul tip II prezintă microstructura din figura 5.

Modificarea se face la fel ca în prima variantă. În compoziţia fontei modificate, de data aceasta, se regăseşte însă şi cupru cuprins între 0,25—0,35%.

După modificare atît în prima, cît şi în a doua variantă, se iau probe pană care se răcesc în apă şi care în ruptură trebuie să fie cenuşii, cu o structură fină pe cel puţin 2/3 din înălţime (fig. 1, *c* şi 2, *b*).

În caz de nereuşită, corectarea se poate face în ambele sensuri, prin adăugare de modificator sau fontă lichidă, asimilarea şi omogenizarea fiind favorizate de faza lichidă. Se menţionează că prealiajul elaborat la min. 1 300°C poate fi menţinut în stare lichidă în oale tip tambur, dacă este protejat cu prafuri termoizolante sau termogene, timp de 1 — 1,5 h.

Fonta elaborată după varianta a doua prezintă caracteristicile din tabela 3.

Asupra fontelor elaborate în varianta a doua s-au făcut determinări privind principalele

Tabela 3

Materialul	Caracteristicile mecanice				Microstructura	
	σ_r min. tracțiune, kgf/mm²	σ_r min. încovoiere, kgf/mm²	Săgeata min. mm	Duritatea HB	Structura masei metalice de bază	Mărime grafit STAS 6905–64
Fontă modificată varianta a II-a, U.V. Călan	32–36	65–70	12–14	200–225	Perlitică	GL 4 GL 6

caracteristici fizico-chimice şi dependenţa lor de compoziţia chimică. Datorită naturii procesului de modificare ca element variabil al compoziţiei chimice, s-a stabilit conţinutul de siliciu, în funcţie de care s-a determinat rezistenţa la tracţiune şi duritatea Brinell.

Din figura 6 rezultă că cele mai bune rezultate privind rezistenţa la tracţiune se obţin

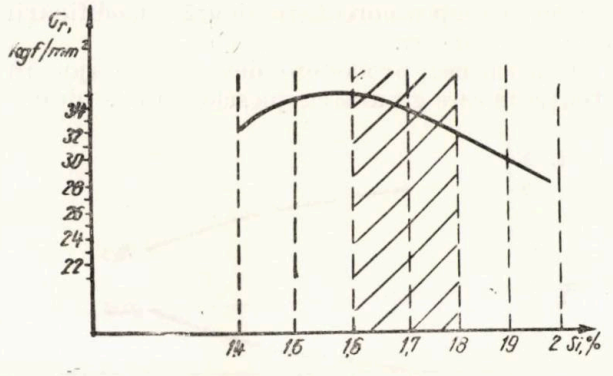


Fig. 6. Variaţia rezistenţei în funcţie de conţinutul de siliciu.

în domeniul 1,4 — 1,8% Si. De asemenea, duritatea optimă măsurată pe bare de Ø 30 mm a fost obţinută între aceleaşi limite ale conţinutului de siliciu (fig. 7).

Avînd în vedere că majoritatea pieselor pentru maşini-unelte, care se toarnă la U. V. Călan prezintă variaţii de secţiuni cuprinse între 8 şi 80 mm, pentru asigurarea unei structuri corespunzătoare, în special pentru pereţi şi nervuri sub 15 mm, în practica curentă s-a adoptat domeniul cuprins între 1,6 şi 1,8% Si.

Microstructura unei probe cu diametrul de 30 mm care reprezintă secţiunea medie a pereţilor piesei care se toarnă indică o masă de bază perlitică fină pînă la sorbită, cu grafit lamelar uniform repartizat, de mărime GL 6 (fig. 8, *a* şi *b*).

O caracteristică esenţială a fontelor modificate o constituie cuaziizotropia proprietăţilor într-un interval larg de secţiuni. În vederea determinării acestei caracteristici pentru fontele elaborate după procedeul descris au fost turnate bare cu diametrul de 120 mm, pe care s-au făcut determinări de duritate şi microstructură.

În figura 9 se observă că în toată secţiunea barei structura este în întregime perlitică.

Grafitul lamelar, uniform dispersat, prezintă tendinţe de creştere de la exterior spre centrul probei (de la GL 4 la GL 6).

Ca o consecinţă a acestui fapt duritatea este practic constantă pe toată secţiunea, aşa cum rezultă din figura 10. Coeficientul de cuaziizo-

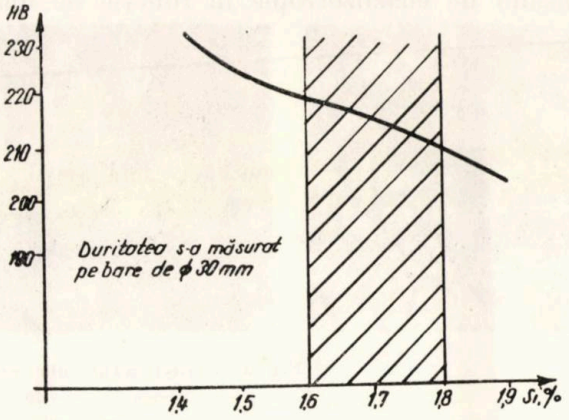


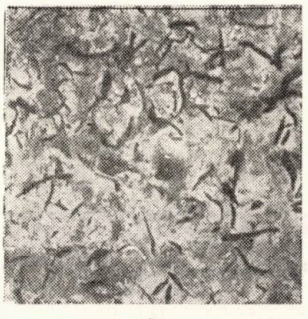
Fig. 7. Variaţia durităţii în funcţie de conţinutul de siliciu.

tropie este practic sub 0,1, calculat după formula:

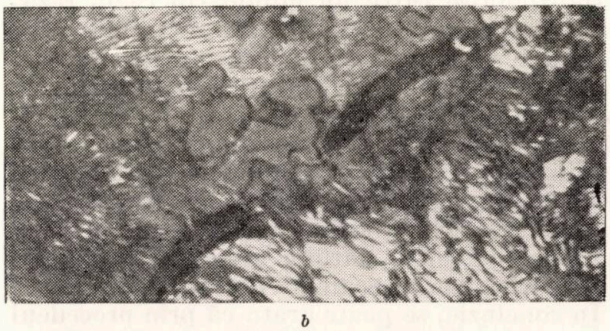
$$\alpha HB = \frac{\text{HB exterior} - \text{HB centru}}{\text{HB exterior}}.$$

Pentru verificarea cuaziizotropiei în cazul rezistenţei la tracţiune au fost turnate probe cu diametrul de la 30 la 80 mm. Şi în acest caz a rezultat un coeficient de cuaziizotropie corespunzător, cuprins între 0,1 şi 0,14, calculat după formula:

$$\alpha_{\sigma_r} = \frac{\sigma_{r30} - \sigma_{r\varnothing}}{\sigma_{r30}},$$



a



b

Fig. 8. Microstructura unei probe de Ø 30 mm: *a* — × 100; *b* — × 1 000.

în care :

σ_{r30} este rezistența probei turnate cu diametrul de 30 mm ;

$\sigma_{rØ}$ — rezistența celorlalte probe cu diametrul cuprins între 40 și 80 mm.

Variația rezistențelor la tracțiune și a coeficientului de cuaziizotropie în funcție de diametrul probelor turnate sînt redate în figura 11.

Ca și celelalte procedee de modificare, și acesta prezintă procesul caracteristic de demodificare în timp. În figura 12 este redată, pe baza unui număr de încercări, variația rezistenței la tracțiune în funcție de timpul scurs de la terminarea modificării.

Din analiza diagramei rezultă că, pentru a avea garanția caracteristicilor pieselor turnate, timpul de la modificare la turnare nu trebuie să depășească 20 min. Peste acest timp caracteristicile fizico-mecanice ale fontelor scad,

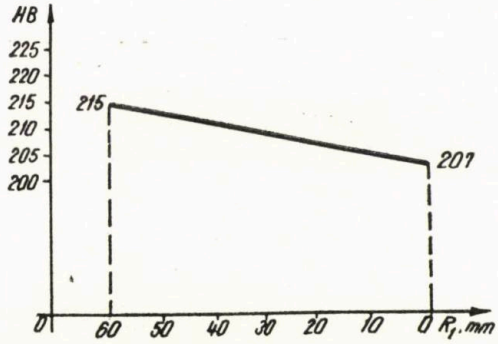


Fig. 10. Variația durității pe secțiunea probei de Ø 120 mm.

stabilizîndu-se către un minim (în cazul rezistenței la tracțiune în jur de 24 kgf/mm²).

Caracteristic acestui procedeu de modificare este faptul că în timp variația structurii nu se face în sensul fontei primare, ca urmare a schimbării eutecticității și a prezenței cuprului ca stabilizator al perlitei. Scăderea caracteristicilor fizico-mecanice în timp se explică prin modificarea finetii structurii, în cazul prezentat prin creșterea mărimii lamelelor de grafit, și dispariția sorbitei din structură.

În concluzie, se poate arăta că prin procedeul de modificare cu prealiaj lichid se obțin fonte cu caracteristici fizico-mecanice corespunzătoare turnării pieselor pentru mașini-unelte.

Acest procedeu prezintă un avantaj esențial față de restul procedeelor indicate de literatură, și anume acela că modificarea se realizează cu randament ridicat pînă la temperaturi minime de 1 280 — 1 300°C, permițînd

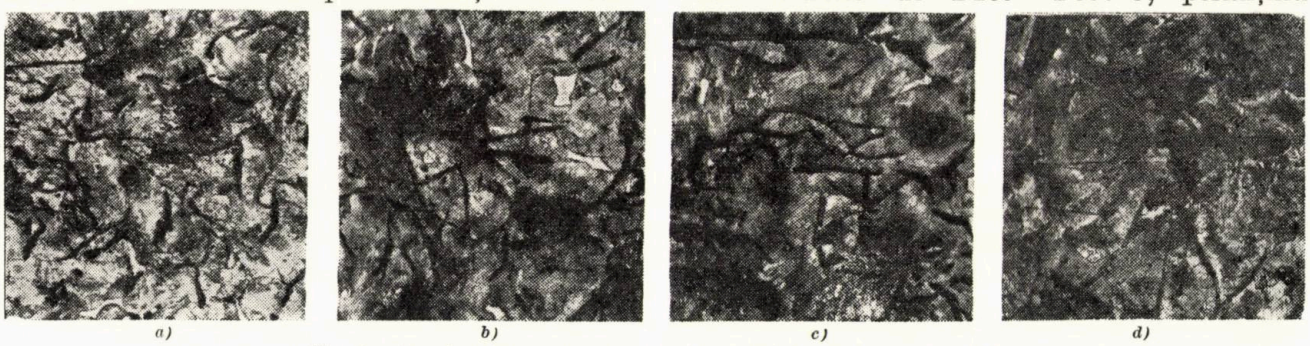


Fig. 9. Microstructura unei probe cu dimensiunile Ø 120 mm × 100 ;
$a - r = 55$ mm ; $b - r = 40$ mm ; $c - r = 20$ mm ; $d - r = 0$ (centru).

în același timp o corectare sigură a modificării în ambele sensuri.

De asemenea, procedeul devine avantajos în situația în care greutatea pieselor turnate depășește 3 t, acumularea fontei lichide necesitînd un timp minim de 20—30 min, timp în care temperatura scade cu circa 50°C față de cea măsurată pe jgheab, neasigurînd condiția esențială pentru

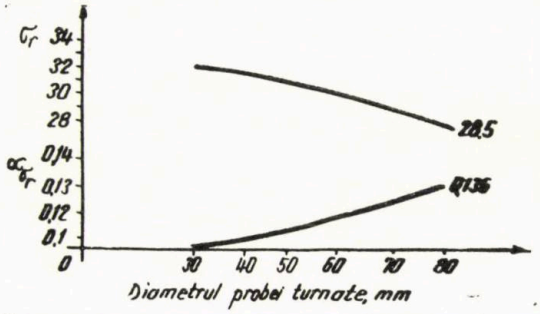


Fig. 11. Variația rezistenței și a coeficientului de cuaziizotropie în funcție de diametrul probei turnate.

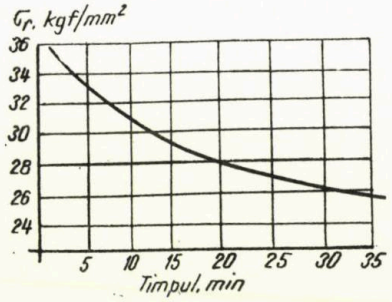


Fig. 12. Variația rezistenței la tracțiune în funcție de timpul scurs de la modificare.

modificarea clasică cu modificatori solizi.

După prezentul procedeu s-au turnat pînă în prezent circa 2 000 t piese principale pentru mașini-unelte.

Caracterizarea granulometrică şi fizică — prin indici geometrici — a amestecurilor de formare şi a altor amestecuri similare

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic — Braşov

CZ 539.215.2 : 539.4 : 621.742.4

LA CARACTÉRISATION GRANULOMÉTRIQUE ET PHYSIQUE, PAR DES INDICES GÉOMÉTRIQUES, DES SABLES DE MOULAGE ET D'AUTRES MÉLANGES SIMILAIRES

En montrant que le standard actuel (1934) est insuffisant et contradictoire, l'auteur présente une méthode d'appréciation de la qualité des sables de moulage d'après la grandeur des grains.

GRANULOMETRIC AND PHYSICAL CHARACTERIZATION BY GEOMETRICAL INDICES OF MOULDING SANDS AND OTHER SIMILAR MIXTURES

The author presents, emphasizing the defective and contradictory content of actual standard No. 1934-64, a method for moulding mixture quality estimation, based on grain size.

Amestecurile de formare influenţează profund calitatea şi preţul de cost al producţiei în turnătorii.

Proprietăţile lor tehnologice (plasticitatea, curgerea) şi de utilizare (rezistenţa, permeabilitatea) se determină univoc şi comparabil prin metode şi utilaje standardizate.

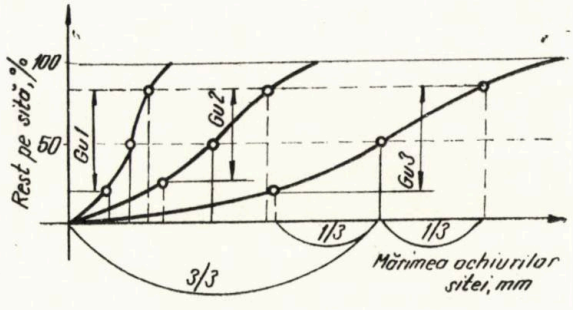


Fig. 1

Compoziţia granulometrică — factor influent de primă importanţă — nu are însă o expresie cifrică unică, care să permită corelarea cantitativă exactă cu celelalte proprietăţi sau compararea obiectivă a două sau mai multe amestecuri.

Standardul actual (1934-64) este deficitar şi contradictoriu : el ia ca termen de bază, pentru efectuarea calculelor, cînd amestecul ca ansamblu, cînd numai fracţia granulară. Gradul de uniformitate G. U. este definit vicios ca funcţie a diametrului mediu şi, de aceea, nu poate da rezultate semnificative sau comparabile (fig. 1). Aşa-zisa „fracţie de bază" este puţin utilă din punct de vedere practic. Însăşi reprezentarea diagramei de granulaţie la o scară convenţională dă o imagine deformată a realităţii (fig. 2).

Pentru a lichida aceste lipsuri şi pentru a se găsi o modalitate de a se exprima şi compoziţia granulometrică printr-una sau mai multe cifre-parametri semnificative şi comparabile, autorul propune :

— Reprezentarea grafică a compoziţiei granulometrice la o scară reală a diametrelor (fig. 3).

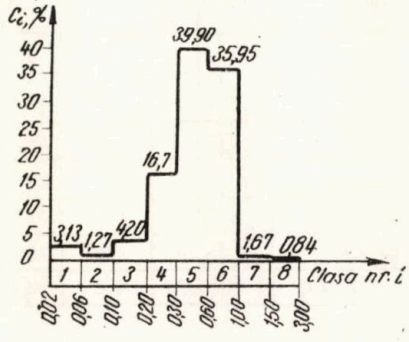


Fig. 2

— Adoptarea fracţiei granulare drept element de referinţă fundamental în cercetarea constituţiei şi a proprietăţilor amestecurilor granulare

plastice, cu aplicaţie specială la amestecurile de formare pentru turnătorii [1]—[4], existînd posibilităţi de extindere şi la alte amestecuri

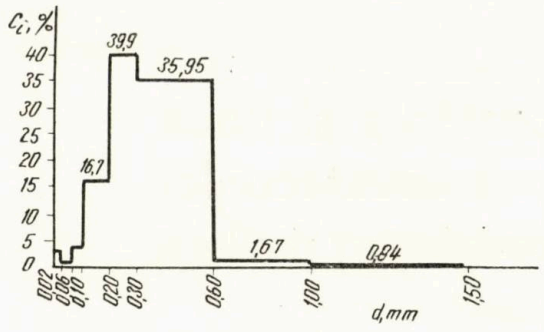


Fig. 3

similare, folosite în industria materialelor ceramice [5] sau de construcţie, a materialelor abrazive, în metaloceramică etc.

— Constituirea din clasa levigabilă (clasa zero) (cuprinzînd particule sub 0,02 mm) cofracţii de bază a unui amestec, denumită de autor „material de umplere" [6], [7] deoarece acesta este capabil, prin constituţie şi prin mărimea particulelor, să servească drept liant şi totodată să pătrundă şi să umple mai mult sau mai puţin complet — eventual depăşind chiar — volumul de pori existent în mod real între

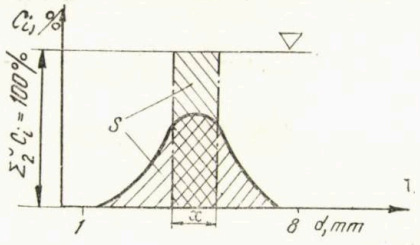


Fig. 5

granulele fracţiunii nisipoase, constituite din granule cu diametre de peste 0,06 mm.

— Pentru caracterizarea amestecului autorul propune următorii parametri — în calculele res-

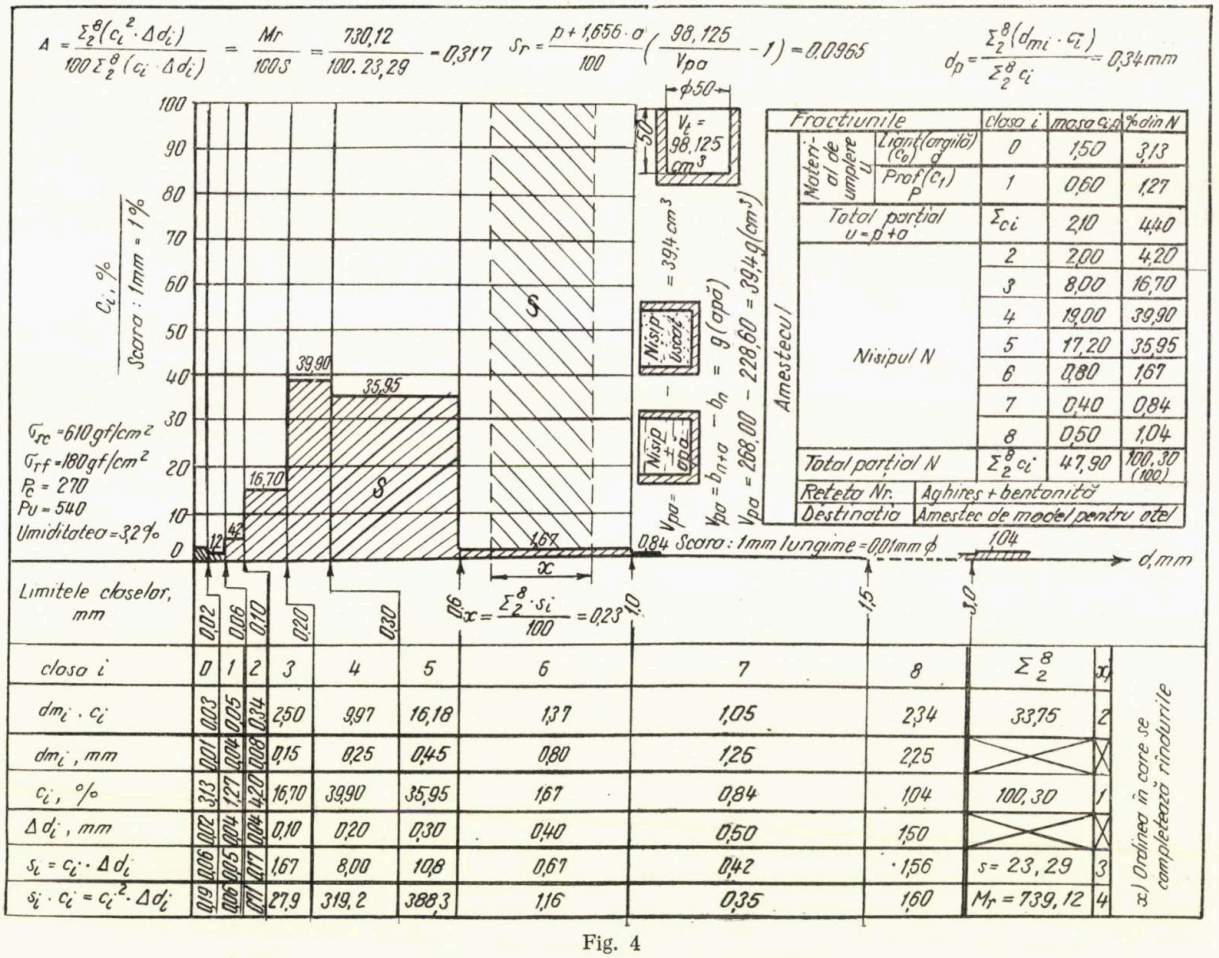


Fig. 4

masată cu aşa-zisa tavă (clasa 1) — denumită de autor „praf" sau „clasa fină" (conţinînd sfărîmături granulare avînd diametrul cuprins între 0,02 şi 0,06 mm) — a celei de-a doua pective utilizîndu-se datele rezultate din analiza granulometrică efectuată conform principiilor arătate mai sus, adică prin raportarea tuturor claselor granulometrice, inclusiv a celei le-

vigate, succesiv la nisipul spălat şi desprăfuit (fig. 4 şi 5):

a — diametrul predominant, d_p, calculat ca o medie ponderată a diametrelor medii ale claselor mai mari decît 0,06 mm, greutatea fiecărei clase reprezentînd coeficientul de impor-

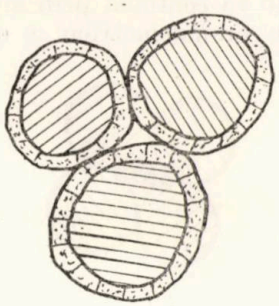


Fig. 6

tanţă al ei. Acest indice arată poziţia vîrfului diagramei granulometrice pe scara diametrelor şi dă indicaţii precise în legătură cu utilizarea tehnologică optimă a nisipului (amestecului), în funcţie de fineţea acestuia, măsurată prin diametrul predominant;

b — coeficientul de ascuţime, A, caracterizînd alura ascuţită sau turtită a curbei granulometrice, calculat prin raportarea momentului static real, M_r, al suprafeţei granulometrice S (cuprinse între curba granulometrică şi axa absciselor) în raport cu abscisa — la momentul etalon, M_e, al unei suprafeţe egale ca arie cu prima, obţinută teoretic, prin comprimarea tuturor granulelor într-un singur dreptunghi, avînd înălţimea maximă posibilă (100%) şi baza minimă (x), ceea ce corespunde unei concentrări maxime a granulelor (fig. 5);

c — gradul de saturaţie real, S_r, calculat prin raportarea volumului v_{re} al materialului de

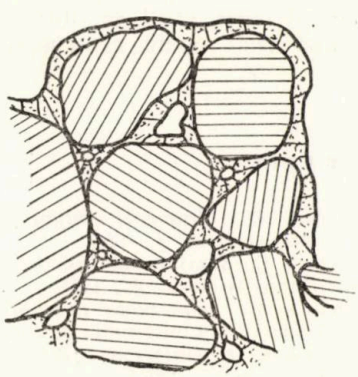


Fig. 7

umplere (levigabil + praf) la volumul real de pori v_p. Această ultimă cifră se determină experimental prin umplerea cu apă a porilor din probe de nisip spălat, uscat şi desprăfuit. Valoarea acestui indice poate da o idee despre plasticitatea, porozitatea şi rezistenţa în stare crudă şi uscată a amestecului.

Toţi indicii propuşi se stabilesc prin metode precise, au valori numerice concrete, caracteristice fiecare pentru aspecte esenţiale ale compoziţiei granulometrice şi, ca atare, permit o corelare precisă cu celelalte proprietăţi sau compararea obiectivă a două sau mai multor amestecuri etc. [8]. Devin astfel posibile studii de o formă nouă, exprimîndu-se cantitativ dependenţa rezistenţei sau a permeabilităţii de valorile indicilor granulometrici geometrici: diametrul predominant, coeficientul de ascuţime, gradul de saturaţie al porilor.

Toate datele necesare determinării acestor indici se adună şi se prelucrează pe o foaie de calcul anume stabilită (fig. 4).

Din studierea amănunţită a structurii fizice a amestecurilor granulare, autorul trage unele concluzii, utile la interpretarea valorilor indicilor granulometrici propuşi:

— umiditatea excesivă, conferind lianţilor o plasticitate mărită, favorizează stabilirea

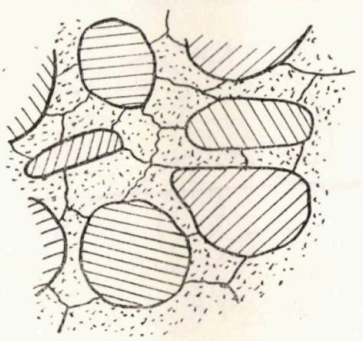


Fig. 8

contactului direct dintre granulele componente ale amestecului şi refularea intensivă a liantului în porii intergranulari, micşorîndu-se astfel permeabilitatea amestecului nu numai în stare crudă, ci şi în stare uscată (fig. 6 — afînat; fig. 7 — îndesat) [1];

— îndesarea cu presiuni ridicate are consecinţe similare cu prezenţa excesului de apă: contactul indirect (fig. 6) se transformă în contact direct între granule (fig. 7);

— umplerea completă a porilor cu liant argilos nu suprimă total porozitatea în stare uscată, deoarece prin uscare liantul se contractă, fisurează şi se creează o permeabilitate secundară (fig. 8);

— dacă gradul de saturaţie depăşeşte valoarea 1, raportul funcţional dintre nisip şi liant se inversează, nisipul devenind un diluant al acestuia (fig. 9);

— volumul de pori real nu este o constantă a amestecului dat şi nici a nisipului, ci depinde în mare măsură de condiţiile preparării mecanice (dozare, malaxare, afînare) şi de gradul de îndesare, respectiv de modul de aranjare spaţială

a granulelor sub una sau alta dintre configuraţiile cvazireticulare posibile;

— ruperea prin tracţiune a amestecurilor se produce de-a lungul unor suprafeţe care trec exclusiv prin liant, fără să apară granulele ca atare, atunci cînd rezistenţa intrinsecă a liantului σ_l este mai mică decît forţa σ_a a adeziunii sale la granule (fig. 10) şi invers, cu scoaterea în evidenţă şi dezvelirea granulelor atunci cînd aderenţa σ_a este mai slabă decît rezistenţa proprie σ_l a liantului (fig. 11);

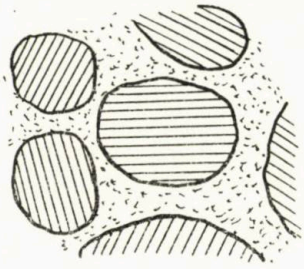


Fig. 9

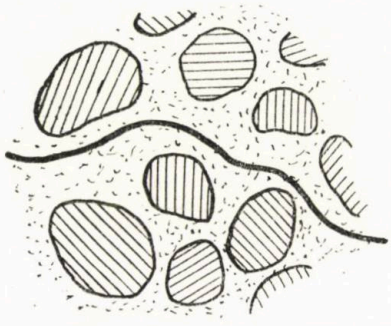


Fig. 10

— într-un nisip cu granulaţie perfect uniformă ca formă şi dimensiuni, introducerea unor granule „străine", cu diametrul mai mic sau egal cu cel „critic" al porilor disponibili, micşorează permeabilitatea, măreşte netezimea superficială şi rezistenţa (fig. 12), în timp ce granulele „străine", cu diametrul mai mare decît cel al porilor dar mai mic decît cel al granulei de bază, dilată porii, micşorînd rezistenţa dar mărind permeabilitatea amestecului (fig. 13) de unde rezultă utilitatea, din punctul de vedere al permeabilităţii, a granulaţiilor neomogene, cu condiţia ca granulele „străine" să se găsească în anumite proporţii, limitate, faţă de cantitatea grăunţilor de bază.

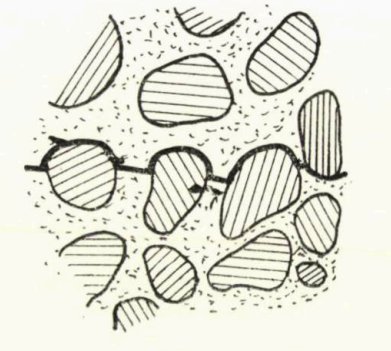


Fig. 11

Lucrarea se va continua prin studierea structurii spaţiale granulometrice a amestecurilor,

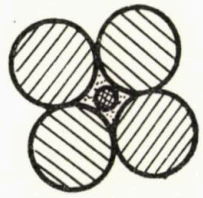


Fig. 12

grăunţii consideraţi sferici şi uniformi fiind plasaţi în nodurile unor reţele cvazicubice simple, cu volum centrat, cu feţe centrate, determinîndu-se, în aceste condiţii, pe bază teoretică, porozitatea, gradul de saturaţie teoretic şi compoziţiile granulometrice optime pentru evitarea sau pentru realizarea astupării porilor întregranulari prin granule „străine", mai mici decît porii, cînd se doreşte astuparea lor, mai mari decît porii, cînd se doreşte dilatarea lor.

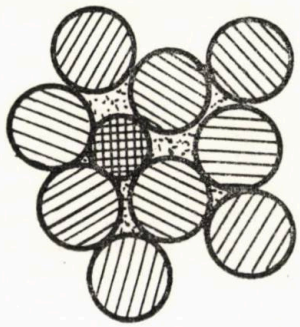


Fig. 13

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Încercări asupra pămînturilor în turnătorie.* Metalurgia nr. 8, 1952.

[2] Wanyorek C. *Studiul amestecurilor sintetice pentru turnătorii.* Bucureşti, I. D. T., 1955.

[3] Wanyorek C. *Importanţa măsurării gradului de îndesare.* Metalurgia şi Construcţia de maşini nr. 1, 1955.

[4] Wanyorek C. *Refractaritatea pămînturilor de turnătorie.* Metalurgia nr. 7, 1952.

[5] Wanyorek C. *Materiale refractare de înlocuire.* Metalurgia (AGIR) nr. 2, 1949.

[6] Wanyorek C. *Lianţi pentru miezuri cu smoală şi bentonită.* Bucureşti, I. D. T., 1957.

[7] Wanyorek C. *Ameliorarea calităţii şi preciziei pieselor turnate prin folosirea lianţilor minerali.* Metalurgia şi Construcţia de maşini nr. 3, 1959.

[8] Wanyorek C. *Teoria şi practica modului de lucru ştiinţific.* Construcţia de maşini nr. 12, 1966 şi nr. 4, 1967.

Determinarea duratei optime a ciclului de producţie în turnătorii de neferoase cu ajutorul metodei PERT

Ing. I. STANCIU
Institutul de metale neferoase şi rare

CZ 621.74 : 669.2/.8 : 338.062

LA DÉTERMINATION DE LA DURÉE OPTIMUM DU CYCLE DE LA PRODUCTION DANS LES FONDERIES DE MÉTAUX NON FERREUX À L'AIDE DE LA MÉTHODE PERT

L'article contient l'étude de la documentation technique qui concerne l'application de plusieurs méthodes mathématiques (Pert, tracé critique) de planification et d'organisation scientifique de la production dans le cas des pièces coulées en métaux et en alliages non ferreux. Le problème est traité en prenant comme exemple une technologie plus complexe du domaine de la fonderie des métaux non ferreux, c'est-à-dire l'élaboration et la coulée dans les pièces d'un alliage spécial — le bronze d'aluminium complexe à additions de Ni, Fe, Mn.

Dans la première partie on montre l'origine et l'essence de la méthode Pert et dans la deuxième partie on décrit la technique de l'application de la méthode, qui implique la connaissance du processus d'élaboration et de la coulée des pièces, l'analyse des activités qui constituent le processus et la mise au point du graphique. De l'examen détaillé des activités et des résultats numériques obtenus pour les tracés critiques il ressort :

— la durée de l'élaboration et de la coulée dans les pièces de l'alliage Bz-Al est en fonction du type du préalliage employé (préalliage linéaire, ternaire), de la composition chimique du préalliage, de la composition chimique de l'alliage ;

— le raccourcissement du cycle de la production peut être réalisé en réduisant certaines activités qui concernent le tracé critique.

ESTIMATION OF OPTIMUM MANUFACTURING CYCLE IN NON-FERROUS FOUNDRIES BY MEANS OF THE PERT METHOD

The paper studies data regarding mathematical methods (PERT, critical path), utilized in planning and scientific organization of production for non-ferrous metal and alloy cast parts. The matter is developed taking as an example a more complex technology from the non-ferrous casting area, namely elaboration and casting in the press of a special alloy : complex alluminium bronze, with Ni, Fe and Mn additions.

In the first part of the paper, origin and essence of PERT method is presented, while the second part describes technics of method utilization, which imply a good knowledge of elaboration and casting process as well as graphical plotting. From the detailed analyse of activities and of numerical results for critical paths, following conclusions resulted :

— elaboration and casting time of Bz-Al alloy parts depends upon : type of primary alloy (binary, ternary), chemical composition of primary alloy, chemical composition of alloy ;

— shortening of manufacturing cycle can be realised by reducing certain activities belonging to critical path structure.

Literatura apărută pînă în prezent în România [1] despre metoda PERT a avut mai mult un caracter informativ, cu aplicaţii destul de restrînse, îndeosebi la planificarea operativă a executării proiectelor de investiţii, a lucrărilor de construcţii — montaj, lucrări de întreţinere în uzine etc.

Pînă în prezent aplicarea acestei metode la analiza unor procese tehnologice (de turnare) a fost luată în discuţie de metalurgi şi economişti.

Prin studierea metodei PERT [2], [3], [4], s-a constatat că este posibil ca ea să fie aplicată şi la unele lucrări care se repetă, în speţă la procesele tehnologice, complexe, la care folosirea unor metode clasice nu poate permite tragerea celor mai juste concluzii în ceea ce priveşte determinarea unor indicatori tehnico-economici.

Originea şi esenţa metodei PERT

În mod obişnuit în planificare se folosesc graficele lui Gantt, care nu reflectă în totalitate legăturile reciproce dintre activităţi, aşa cum rezultă din graficele folosite de metoda PERT.

Complexitatea unor anumite procese tehnologice, deficienţele instrumentelor clasice, posibilităţile oferite de folosirea calculatoarelor electronice au determinat apariţia şi răspîndirea unor metode noi de planificare, dintre care cele mai cunoscute sînt metoda PERT (Program Evoluation and Review Technique) şi CPM (Critical Path Method).

Metoda PERT constă în prezentarea unui graf al legăturilor existente între diferitele elemente ale unui proces complex prin care se obţine reprezentarea „structurii logice" a procesului (proiectului), însoţită de o valorificare a

timpului de execuţie a lucrărilor, care să permită cunoaşterea „drumului critic" sau a itinerariului cu cea mai lungă durată, necesar pentru atingerea obiectivului stabilit.

Structura logică a unui proces. Analiza „obiectivelor" sau a operaţiilor necesare pentru realizarea programului dă la iveală relaţii cu obiective sau relaţii specifice procesului de producţie care uneori lipsesc.

De exemplu: la turnarea piesei din BzAl (aliat cu Ni, Fe, Mn) „obiectivul" elaborarea aliajului cere realizarea prealabilă a „obiectivului" elaborarea de prealiaje. Execuţia miezurilor şi a formelor de turnare nu are legătură cu elaborarea prealiajelor şi, deci, poate fi executată simultan.

Planul de înlănţuire a obiectivelor, care ţine seamă de caracterul limitativ al relaţiilor reciproce, constituie structura logică a procesului. Aceasta este independentă de duratele de executare şi de mijloacele folosite; cel puţin la început, se ţine seamă numai de interdependenţa obiectivelor.

Exemplu: Realizarea unui proces tehnologic cuprinde următoarele obiective:

A—B—C—D—E—F

şi relaţiile dintre ele:

Pentru a executa	Trebuie terminată
A	—
B	—
C	A
D	A
E	B şi C
F	D şi E

În figura 1 se prezintă graful corespunzător notaţiilor utilizate.

Terminologia utilizată pentru explicarea metodei PERT este următoarea:

— Obiectiv (activitate) = operaţie consumatoare de timp şi de mijloace, reprezentată în graf printr-un „arc orientat".

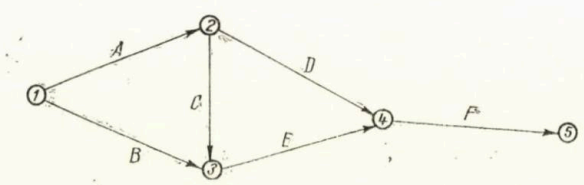


Fig. 1

— Etapă (eveniment) = un jalon de înaintare sau de terminare în planul de ansamblu al lucrărilor. Ea marchează începutul sau terminarea unei lucrări şi pentru ea nu se consumă nici timp şi nici mijloace. Etapa mai poate fi denumită şi nod sau vîrf.

— Drum (lanţ) = succesiune de activităţi, reprezentate printr-o serie de arce adiacente pe graf.

Drumul critic. Dacă în graficul precedent din figura 1 se introduce timpul, exprimat de exemplu în ore, se constată că între etapele (nodurile) 1 şi 5 există mai multe „drumuri" cu durate diferite (fig. 2).

Duratele drumurilor

1—2—4—5=150 h
1—3—4—5=170 h
1—2—3—4—5=220 h

Drumul cu durata de 220 h este numit „drum critic".

Activităţile critice care îl compun determină termenul final. Se observă că, pentru executarea

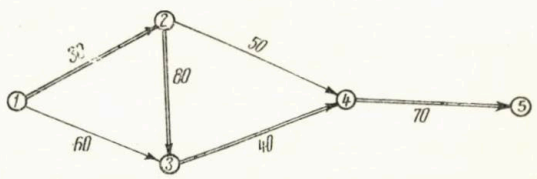


Fig. 2

unor anumite obiective (activităţi), se dispune de o „rezervă de timp" faţă de durata prevăzută.

Exemplu:

Activitatea 1 — 3 sau B rezervă de timp = (30 + 80) — 60 = 50 h.

Activitatea 2 — 4 sau D rezervă de timp = (80 + 40) — 50 = 70 h.

Tehnica aplicării metodei

Lucrarea de faţă îşi propune să prezinte un exemplu practic de aplicare a metodei PERT. Exemplul se referă la tehnologia de elaborare şi turnare în piese a unui aliaj special de BzAl cu adaosuri de nichel, fier şi mangan. S-a ales acest exemplu deoarece, faţă de alte tehnologii de elaborare şi turnare, prezintă operaţii tehnologice mai multe şi de mai lungă durată.

Cunoaşterea procesului tehnologic. În cazul aplicării metodei PERT la determinarea duratei optime a ciclului de producţie pentru confecţionarea unor piese turnate din BzAl (Ni, Fe, Mn) este necesară cunoaşterea perfectă, detaliată, a procesului tehnologic; în plus, trebuie cunoscută şi înlănţuirea logică a proceselor, pentru a putea determina ce operaţii se pot executa simultan. În acest caz schemele tehnologice sînt cele mai reprezentative şi pot ajuta la întocmirea unui graf corect.

Lista lucrărilor care trebuie executate nu constituie o particularitate a aplicării metodei PERT însă trebuie făcute următoarele precizări: fiecare lucrare trebuie bine delimitată, răspunderea pentru executarea ei trebuie precizată, orice durată trebuie să poată fi calculată sau estimată.

Analiza activităţilor are ca scop cunoaşterea tuturor relaţiilor de activităţi. Informaţiile obţinute sînt înregistrate pe o fişă de analiză a activităţilor (tabelele 1, 2, 3).

Tabela 1

Activitatea	Specificarea	Durata, h
1— 2—	Întocmirea tehnologiei şi executarea S.D.V.-urilor	50
1— 3	Elaborarea prealiajului Cu—Fe 10	1,2
1— 4	Elaborarea prealiajului Cu—Al 50	2
2— 5	Executarea cutiei de miez	10
2— 6—	Executarea cochilei	60
3—10	Elaborarea prealiajului Cu—Mn 20	0,3
4— 8	Elaborarea prealiajului Cu—Ni 30	0,8
5— 9	Execuţia miezurilor	3
6— 7—	Controlul cochilei	1
7— 9	Uscarea miezului	12
7—10—	Pregătirea cochilei	1
8—11	Elaborarea aliajului	3
10—11—	Asamblarea	1
11—12—	Turnarea	0,5
12—13—	Dezbaterea	2
13—14—	Tratamentul termic	10
14—15—	Controlul şi expediţia	2
	Total	159,8

Tabela 2

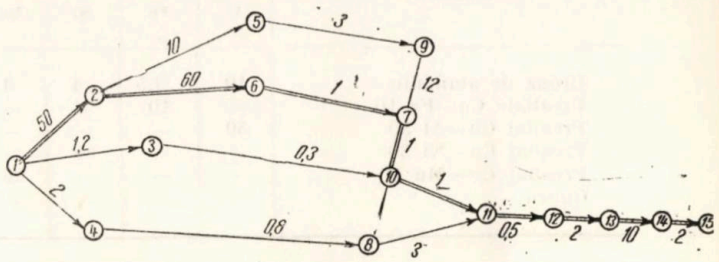
Activitatea	Specificarea	Durata, h
1 — 2	Elaborarea prealiajului Cu — Fe 10	1,2
1 — 3	Elaborarea prealiajului Cu — Al 50	2
1 — 4	Execuţia miezurilor	3
1 — 5	Controlul cochilei	1
2 — 6	Elaborarea prealiajului Cu—Mn 20	0,3
3 — 7	Elaborarea prealiajului Cu — Ni 30	0,8
4 — 8	Uscarea miezului	12
5 — 8	Pregătirea cochilei	1
7 — 9	Elaborarea aliajului	3
8 — 9	Asamblarea	1
9 — 10	Turnarea	0,5
10 — 11	Dezbaterea	2
11 — 12	Tratamentul termic	10
12 — 13	Controlul şi expediţia	2
	Total	39,8

Tabela 3

Activitatea	Specificarea	Durata, h
1—2	Elaborarea prealiajului Cu—Fe 10	1,2
1—3	Elaborarea prealiajului Cu—Al 50	2
2—4	Elaborarea prealiajului Cu—Mn 20	0,3
3—5	Elaborarea prealiajului Cu—Ni 30	0,8
4—6	Asamblarea	1
5—6	Elaborarea aliajului	3
6—7	Turnarea	0,5
	Total	8,8

În cazul în care activităţile şi durata lor pentru o turnătorie de bronz cu aluminiu special se stabilesc pentru trei cazuri: cazul 1 — faza de prototip (omologare); cazul 2 — faza de producţie (pe ansamblul turnătoriei); cazul 3 — faza de producţie pentru atelier elaborare — turnare; grafele obţinute sînt redate în figurile 3, 4 şi 5.

Întrucît elaborarea prealiajelor nu se face pentru fiecare elaborare şi turnare de aliaj, este foarte important a se stabili cantitatea de



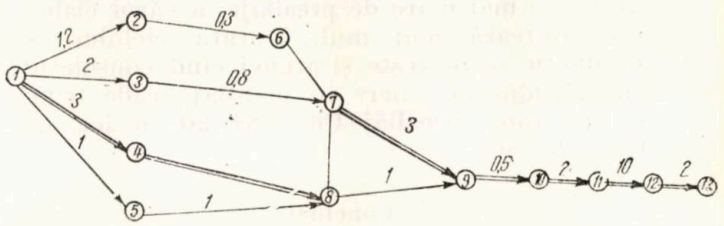
Drumul critic — 1—2—6—7—10—11—12—13—14—15=
=50+60+1+1+1+0,5+2+10=127,5 h

Fig. 3

aliaj pentru o capacitate a cuptorului de 500 kg BzAl lichid.

Pentru acest lucru se fac următoarele precizări:

Turnătoria dispune de următoarele agregate de topire: un cuptor cu creuzet cu o capacitate de 500 kg şi două cuptoare cu creuzet cu o capacitate de 300 kg.

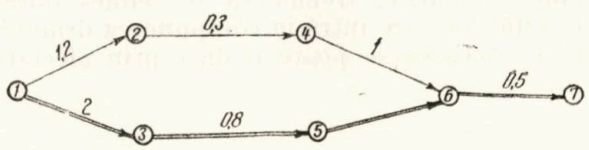


Drumul critic =1—4—8—9—10—11—12—13=
=3+12+1+0,5+2+10+2=30,5 h

Fig. 4

Pentru a stabili durata elaborării prealiajelor şi cantitatea de prealiaje, se porneşte de la compoziţia chimică a aliajului (BzAl), precum şi de la compoziţia chimică a prealiajelor folosite.

În tabela 4 se dă compoziţia chimică a aliajului şi a prealiajelor folosite, precum şi cantităţile necesare de prealiaje pentru cantitatea



Drumul critic =1—3—5—6—7=2+0,8+3+0,5=6,3 h

Fig. 5

de 500 kg BzAl lichid. Tot în această tabelă se dă şi calculul duratei elaborării prealiajelor pentru 500 kg BzAl lichid. Se constată că durata elaborării prealiajelor este în funcţie de: tipul prealiajului folosit, compoziţia chimică a prealiajului, compoziţia chimică a aliajului.

Tabela 4

Denumirea	Compoziția chimică, %					Cantitatea, kg	Durata elaborării, h	Durata topirii raportată la 500 kg BzAl	În cazul cînd [Fe] $BzAl = 1,5\%$	
	Al	Fe	Ni	Mn	Cu				Cantitatea de prealiaje, kg	Durata topirii, h
Bronz de aluminiu	10	3,5	4	1	rest	500	3	3	500	3
Prealiaje Cu—Fe 10	—	10	—	—	rest	175	4	2,8	75	1,2
Prealiaj Cu—Al 50	50	—	—	—	rest	100	2	2	100	2
Prealiaj Cu—Ni 30	—	—	30	—	rest	66	3	0,8	66	0,8
Prealiaj Cu—Mn 20	—	—	—	20	rest	25	3	0,3	25	0,3
Cupru	—	—	—	—	99,98	149	Nu se elaborează în turnătoriile de piese			

La compoziții chimice diferite ale aliajului și la conținuturi diferite de metale de aliere în prealiaje, duratele de elaborare vor fi diferite, deci alura grafelor va fi diferită.

La elaborarea unui aliaj de BzAl care are un conținut de fier de 3,5% se consumă de circa 2,3 ori mai mult prealiaj CuFe 10 decît în cazul cînd BzAl ar fi conținut 1,5 % Fe. În acest caz la elaborarea aliajului drumul critic are alt traseu.

Durata ciclului de producție este mai mare la aliajele cu conținuturi ridicate de elemente de aliere, datorită faptului că se consumă o cantitate mai mare de prealiaje, a căror elaborare durează mai mult. Durata ciclului de producție se mărește și atunci cînd conținutul elementului de aliere în prealiaj scade (cînd se folosește prealiaj Cu — Ni 20 în loc de Cu — Ni 30).

Concluzii

Drumul critic servește pentru stabilirea termenului celui mai scurt posibil al încheierii întregului proces.

Grafurile și drumurile critice stabilite pentru cazurile 1, 2 și 3 (fig. 3, 4, 5) arată că, în funcție de sfera la care se referă analiza activităților, drumurile critice sînt diferite.

În cazul unei sfere restrînse (cazul 3, fig. 6) drumurile vor fi diferite (elaborare—turnare), drumul critic fiind în funcție de compoziția chimică a aliajului.

Dacă se urmărește reducerea duratei procesului tehnologic, trebuie să se reducă durata activităților care intră în compunerea drumului critic. Aceasta se poate realiza prin afectarea unor mijloace suplimentare pentru executarea activităților critice sau prin transferarea mijloacelor de la activitățile necritice la cele critice. În acest scop se calculează pentru fiecare activitate „rezervele de timp".

În practica turnătoriilor se întîmplă ca, în cazul unor urgentări de termene să aibă loc un asalt general în toate sectoarele de lucru, de exemplu prin muncă în ore suplimentare. Delimitînd drumul critic se pot orienta eforturile spre locurile de muncă (subsecțiile) în care acest lucru este cel mai indicat din punct de vedere economic.

Studierea metodei PERT pentru cazul singular (particular) de execuție a unor piese turnate oferă posibilitatea de cunoaștere a acestei metode și în cazul producției de serie (pe loturi din aceleași repere), cu condiția ca această metodă să fie studiată și încercată încă din faza de proiectare a tehnologiei sau a investiției.

Aplicarea în mod științific a metodei PERT, îmbinată cu alte metode statistico-matematice de planificare a producției, creează posibilități dacă nu de eliminare a unor operații, cel puțin de reducere a ciclului de producție.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lazăr S. *Analiza drumului critic*. E. S. 1968.

[2] Cerett J. *Planification par la méthode du chemin critique*. Paris, Dunod, 1967.

[3] Hansen B. J. *Practical PERT path methods* (Metoda PERT aplicată incluzînd metoda drumului critic). Washington, American House, American Aviation publications, 1966.

[4] Battersby A. *Méthodes modernes d'ordonancement. Graphes et Chemin critic* (Metode moderne de conducere. Grafuri și drum critic). Paris, Dunod, 1967.

Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de ajustaj a laminorului de tablă groasă de la Galaţi

Ing. A. LEDERER
Institutul de proiectări pentru laminoare

CZ 621.771.23

LES BASES TECHNOLOGIQUES POUR L'ÉTUDE DU SECTEUR DE PARACHÈVEMENT DE LA TÔLERIE FORTE DE GALAŢI

L'auteur analyse le processus technologique de parachèvement à chaud et à froid, du stockage et de l'expédition des tôles.

L'analyse du parachèvement à chaud insiste sur les solutions adoptées pour le refroidissement des tôles et on calcule la capacité des refroidisseurs.

Les avantages de la solution adoptée pour l'inspection et la réparation des tôles sont présentés en comparaison avec les solutions appliquées dans d'autres tôleries. L'auteur étudie les divers plans d'implantation pour les lignes de cisaillage et relève les avantages du plan adopté pour Galaţi. Les productivités des cisailles sont calculées sur la base des temps de cisaillage et de manutention.

Le traitement thermique fait l'objet d'un chapitre séparé qui étudie la solution adoptée en comparaison avec d'autres tôleries, la synchronisation du four de normalisation avec le laminoir, ainsi que les possibilités d'extension.

Les avantages des solutions choisies pour le stockage et l'expédition des tôles sont décrits et l'aire du stockage ainsi que le nombre de ponts roulants sont déterminés.

THE ENGINEERING FEATURES OF THE GALAŢI PLATE MILL FINISHING DEPARTMENT

The author investigates the hot and cold finishing process, the storage and shipment of the plates.

In discussing the hot finishing, the author emphasizes the cooling of the plates and calculates the cooling bank capacity.

The advantages of the solutions adopted for the plate inspection and conditioning, as compared with those used in other mills, are stressed.

Various shearing line layouts are studied, underlining the advantages of the solutions for Galaţi. The output of the shears are calculated on the basis of the cutting and handling times.

The heat treatment facilities are discussed in a separate, detailed section, which presents the solution adopted as compared with other mills, the matching of the mill and normalising furnace capacities and the future development possibilities.

The advantages of the solutions adopted for the storage and shipment of the plates are described and storage areas and crane requirements are determined.

În două articole anterioare au fost prezentate caracteristicile generale ale laminorului de tablă groasă de la Galaţi [1] şi, respectiv, problemele tehnologice legate de proiectarea subsecţiei de încălzire şi laminare [2]. În prezentul articol se analizează problemele tehnologice importante legate de proiectarea subsecţiei de ajustaj.

Procesul tehnologic (fig. 3 din [1])

Tablele laminate sînt trecute la foarfecele de divizare şi şutare la cald, unde sînt tăiate capetele şi, în caz de nevoie, sînt divizate în două. În continuare tablele sînt îndreptate la cele două maşini de îndreptat şi apoi sînt trecute la cele două paturi de răcire. Pe ultima porţiune a patului 2 de răcire, cînd temperatura a scăzut la 50 — 100°C, se face controlul vizual al primei suprafeţe. Tablele care au defecte pe prima suprafaţă sînt trecute pe primul pat de curăţare, iar cele care nu au defecte sînt întoarse cu 180°, cu răsturnătorul cu braţe, şi se face controlul vizual al celei de-a doua suprafeţe, pe calea cu role de evacuare a patului de răcire. Dacă nici a doua suprafaţă nu are defecte, tabla este dirijată înainte pe căile cu role, fără să treacă peste paturile de curăţare, iar dacă a doua suprafaţă are defecte, tabla este trecută pe primul pat de curăţare. Pe cele două paturi de curăţare, prevăzute cu transportoare transversale, se elimină defectele de suprafaţă cu ajutorul polizoarelor manuale. Pentru a putea curăţa ambele suprafeţe, la capătu primului pat de curăţare tablele se întorc cu 180°, cu ajutorul unui al doilea răsturnător cu braţe.

În continuare, toate tablele trec la maşina de trasat, unde se trasează liniile pentru tăiere, şi apoi la foarfecele de probe şi şutare la rece, unde se taie fişiile de probe (care sînt apoi divizate la un foarfece de mărunţire) şi şutajele frontale. Două transportoare transversale alimentează cele două linii de tăiere — linia uşoară (pentru table pînă la 20 mm grosime) şi linia grea (pentru table pînă la 40 mm grosime). La linia uşoară tăierea şutajelor laterale se face cu un foarfece cu discuri, iar la linia grea, cu două foarfece ghilotină aşezate deplasat, pe cele două părţi ale căii cu role. După foarfecele cu discuri pentru tăierea şutajelor laterale urmează un foarfece cu discuri pentru tăierea longitudinală a tablelor. Tablele cu marginile tăiate sînt divizate în lungimi finite la două foarfece de debitare, care pot fi utilizate pentru oricare dintre liniile de tăiere, datorită unui transportor de legătură.

Tablele finite sînt transportate la două cîntare aşezate în flux, apoi tablele scurte (2—3 m) sînt stivuite şi trecute în depozitul de tablă, iar cele lungi sînt deplasate lateral cu un transportor transversal care alimentează calea cu role de distribuţie a tablelor în depozit, prevăzută cu un stivuitor dublu şi un stivuitor simplu pentru table de max. 15 m lungime, precum şi cu un stivuitor simplu pentru table de max.

30 m lungime. În calea cu role de distribuție este intercalată o mașină de îndreptat la rece pentru table sub 20 mm grosime. Descărcarea stivuitoarelor se face cu macarale semiportale cu magneți, iar distribuția tablelor în depozit și încărcarea în vagoane — cu poduri rulante cu magneți, de 20 t capacitate.

Tablele care urmează a fi tratate termic sînt introduse într-un cuptor cu role, amplasat în flux secundar, între foarfecele de divizare și șutare la cald și paturile de răcire. Cuptorul servește pentru normalizare, recoacere, călire și revenire și poate fi alimentat cu table calde (din flux) sau cu table reci (din depozit). După cuptor urmează o presă de călire și o mașină ușoară de îndreptat.

Întregul ajustaj în flux a fost dimensionat pentru table de maximum 30 m lungime finală; pentru a crea o elasticitate corespunzătoare în exploatare, paturile de răcire și de curățare, precum și transportoarele transversale, pot lucra în secțiuni independente, de 15 m, iar stivuitoarele, în secțiuni de 7,5 m.

Toate operațiile de ajustare în flux sînt complet mecanizate prin căi cu role, transportoare transversale, opritoare fixe, escamotabile și mobile; poziționarea tablelor în fața mașinii de trasat se face cu manipulatoare magnetice, iar în fața foarfecelor, cu manipulatoare magnetice, liniale și dispozitive de strîngere. Șutajele laterale și frontale rezultate la diverse foarfece sînt tăiate în lungimi scurte la foarfece de mărunțire și apoi trecute cu ajutorul unor transportoare în afara halei, unde sînt încărcate în vagoane.

În depozitul de tablă sînt amplasate următoarele utilaje în afară de flux: o instalație de tăiere autogenă pentru ajustarea tablelor peste 40 mm grosime, un foarfece cu role-gît lebădă pentru retăieri și pentru tăiere la formate speciale, o instalație de sablare și două cîntare de tablă.

Ajustajul la cald

Foarfecele de șutare și divizare la cald îndeplinește următoarele funcțiuni:

— șutarea capetelor frontale; în felul acesta se ușurează introducerea tablelor în mașinile de îndreptat, în cuptorul de tratament termic și în instalația de control cu ultrasunete din etapa II, iar la laminarea din lingouri tablele se pot lamina la o lungime mai mare și se asigură o utilizare mai bună a paturilor de răcire și curățare (în cazul oțelului calmat, lungimea șutajelor frontale poate depăși 5 m);

— divizarea tablelor care urmează să fie călite;

— posibilitatea separării tablelor după grosime pe cele două secțiuni ale aceluiași pat de răcire, prin divizarea la lungimi maxime de 15 m.

După foarfecele de șutare și divizare la cald urmează o instalație de stropire cu apă, un element foarte important pentru obținerea unei calități bune a tablelor și care are următoarele scopuri:

— răcirea rapidă a tablelor cu o temperatură ridicată de laminare, evitînd astfel o creștere a grăunților care ar duce la înrăutățirea caracteristicilor mecanice;

— reducerea cantității de țunder secundar;

— asigurarea temperaturii optime de îndreptare (650—750°C) independent de temperatura de laminare și de grosimea tablei; o temperatură mai ridicată de îndreptare duce la posibilitatea deformării ulterioare a tablelor, iar o temperatură prea joasă, la tensiuni interne;

— răcirea tablelor care urmează să fie tratate termic.

Pentru îndreptarea tablelor în fluxul principal s-au prevăzut două mașini: una ușoară și una grea. La unele laminoare întregul sortiment este îndreptat la aceeași mașină; aceasta reprezintă însă o soluție de compromis, pentru că diametrul, și deci pasul rolelor, fiind determinat de grosimea maximă, tablele de grosime mică nu vor fi îndreptate corespunzător. Pe baza experienței practice, în cazul mașinilor de îndreptat cu role de sprijin, îndreptarea optimă pentru toate tablele este asigurată cînd raportul dintre grosimea maximă și minimă nu depășește 6, deși deseori se obțin rezultate bune și cu mașini avînd un raport între grosimi de 8 (de exemplu gama 5—40 mm).

Cele două mașini de îndreptat din fluxul principal au fost amplasate în serie. Amplasarea în paralel, aplicată la unele laminoare moderne (Rourkela), necesită investiții mai mari și manipulări suplimentare ale tablelor.

La laminoarele de tablă groasă construite în trecut, răcirea tablelor se făcea în primul rînd pe căi cu role, iar paturile de răcire aveau o suprafață relativ mică. La Galați, ca și la alte laminoare moderne, răcirea se face în principal pe paturi, iar lungimea căilor cu role de răcire este numai cea strict necesară, impusă de planul de ansamblu. Folosirea

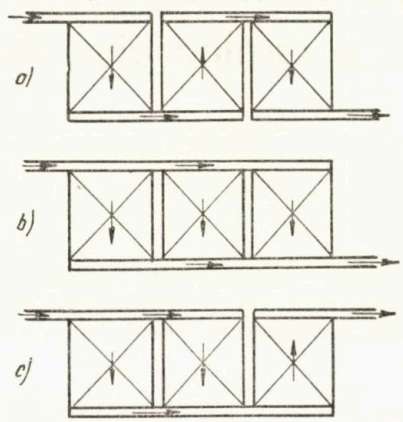


Fig. 1. Scheme de amplasare a paturilor de răcire:
a — cu flux continuu; *b* — cu flux paralel; *c* — cu flux mixt.

căilor cu role ca element de bază pentru răcire ar fi fost cu totul nerațională, datorită lățimii medii scăzute a tablelor și producției mari și ar fi dus la o lungime foarte mare a căilor cu role și a halelor.

Din calculele efectuate a rezultat că pentru etapa finală sînt necesare trei paturi de răcire, din care în prima etapă au fost prevăzute două. În figura 1 sînt arătate schemele posibile de amplasare a trei paturi de răcire.

Schema *a* (cu flux continuu) are avantajul păstrării aceleeași ordine a tablelor în ajustaj ca și la laminare (dacă între timp n-au fost trecute prin tratament termic), însă nu este indicată la laminoarele de mare productivitate și cu o gamă largă de grosimi.

Schemele *b* (cu flux paralel) și *c* (cu flux mixt) permit separarea tablelor după grosime, ceea ce, pe lîngă avantajul unei productivități mai ridicate, asigură utilizarea în paralel a ambelor linii de tăiere.

Pentru Galați s-a adoptat schema *c*, care este mai avantajoasă din punctul de vedere al planului de ansamblu și permite localizarea controlului tablelor la un singur punct.

În tabela 1 este centralizat calculul productivității căilor cu role și al paturilor de răcire pentru cîteva dimensiuni tipice de table, distanțele caracteristice fiind arătate în figura 2. În calcule s-au luat timpii medii de răcire rezultați din măsurări la diverse uzine [3], în ipoteza răcirii tablelor pînă la 50 — 100°C, condiție impusă de controlul și curățarea tablelor. Distanța dintre două table pe paturi s-a considerat de 500 mm, iar productivitățile teoretice au fost afectate cu un coeficient de 0,70 în etapa I, respectiv de 0,85 în etapa a II-a. Mărirea coeficientului în etapa a II-a se datorează posibilității separării tablelor după grosime, prin construirea celui de-al treilea pat de răcire.

Din tabela 1 rezultă că în etapa I, pentru tablele cu grosimi de peste 10—15 mm, productivitatea liniei de laminare (cuptoare cu propulsie și caje) este mai mare decît cea a căilor cu role și a paturilor de răcire, în cazul laminării tablelor fără întrerupere. Dacă se ia însă în considerare că tablele se laminează alternativ cu brame și că productivitatea medie în table finite este sub 100 t/h, rezultă că cele două paturi și căile cu role respective asigură răcirea producției de table din etapa I, avînd și o anumită rezervă, deoarece capacitatea anuală de răcire, pe baza sortimentului dimensional adoptat, este de circa 850 000 t/an.

Tabela 1

Dimensiunile tablei				Numărul de table						Timpul de răcire, min	Productivitatea, t/h					
				Etapa I			Etapa a II-a				Etapa I			Etapa a II-a		
Grosimea, mm	Lățimea finită, mm	Lungime șutată la cald, mm	Masa finită, t	Pe căi cu role	Pe paturi de răcire	Total	Pe căi cu role	Pe paturi de răcire	Total		Căi cu role și paturi de răcire	Cuptoare cu propulsie	Caje de laminare	Căi cu role și paturi de răcire	Cuptoare cu propulsie	Caje de laminare
6	1 500	25,7	1,71	7	32	39	8	46	54	22	127	98	65,7	214	147	65,7
	2 000	19,6	1,71	8	25	33	9	37	46	22	108	98	70,3	182	147	70,3
10	1 500	23,2	2,56	7	32	39	8	46	54	34	123	112	123	207	168	123
	2 000	23,2	3,42	7	25	32	8	37	45	34	135	150	164	230	225	164
	2 500	24,7	4,55	7	21	28	8	31	39	34	157	142	174	266	213	174
15	1 500	20,9	3,42	8	32	40	9	46	55	50	115	150	179	192	225	179
	2 000	23,3	5,13	7	25	32	8	37	45	50	138	156	247	236	233	247
	2 500	24,7	6,82	7	21	28	8	31	39	50	160	161	262	272	242	262
20	1 500	23,2	5,13	7	32	39	8	46	54	58	145	156	268	244	233	268
	2 000	23,2	6,82	7	25	32	8	37	45	58	158	161	328	271	242	328
	2 500	18,9	6,82	9	21	30	10	31	41	58	148	161	357	246	242	357
30	1 500	20,8	6,82	6	31	37	7	45	52	95	112	—	218	191	205	326
	2 000	23,2	10,25	6	25	31	7	36	43	95	140	—	269	236	233	393
	2 500	18,9	10,25	7	21	28	8	30	38	95	127	—	295	211	233	421

În etapa a II-a, productivitatea căilor cu role și cea a paturilor de răcire este mai mare decît cea a cajelor pentru tablele pînă la 20 mm grosime. Pentru grosimi mai mari, capacitatea de răcire este mai mică decît cea de laminare

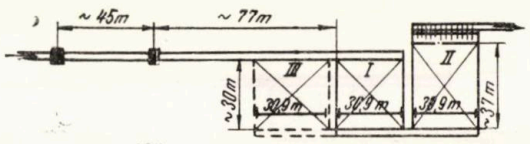


Fig. 2. Dimensiunile căilor cu role și ale paturilor de răcire.

însă, dacă se ține seamă și de productivitatea cuptoarelor cu propulsie, rezultă că în general căile cu role și paturile de răcire asigură răcirea întregului sortiment. Se menționează însă că, prin planul de ansamblu adoptat, se vor putea prelua anumite vîrfuri de producție prin utilizarea pentru răcire și a paturilor de curățare. Aceste vîrfuri de producție pot apărea pe anumite perioade scurte cînd productivitatea laminorului este mai mare decît cea a cuptoarelor cu propulsie sau în evantualitatea montării celui de-al patrulea cuptor.

Suprafața specifică a paturilor de răcire ale laminoarelor moderne de tablă groasă este de 2,2—4,4 m²/1 000 t producție anuală (tabela 6 din [1]). Variația mare a acestui indicator se datorează faptului că la unele laminoare capacitatea de producție a fost mărită ulterior, iar la altele paturile de răcire au fost dimensionate pentru o temperatură mai mare de 100° C la sortimentele mai productive. În cazul laminorului de la Galați, indicatorul respectiv este de 4,2 m²/1 000 t în etapa I și de 3,6 m²/1 000 t în etapa a II-a, deci aproape de limita superioară a cifrelor arătate.

Controlul și curățarea

O condiție esențială în fabricația modernă de tablă groasă este asigurarea unei calități adecvate a ambelor suprafețe. În acest scop este necesar controlul suprafețelor și îndepărtarea defectelor cu ajutorul polizoarelor.

La majoritatea laminoarelor de tablă groasă, răsturnătorul este amplasat la capătul patului de răcire (fig. 3, *a*); controlul și curățarea primei suprafețe a tablelor se face pe ultima porțiune a patului, iar al celei de-a doua suprafețe — pe calea cu role de evacuare. Această soluție nu este recomandabilă la laminoare de mare productivitate, deoarece ritmul de laminare nu permite decît eliminarea defectelor mici; tablele cu defecte mai mari sau mai multe trebuie scoase din flux și, după curățare, reintroduse. Din acest motiv, la unele laminoare moderne (Rourkela, Dunkerque, Taranto, Hattingen) sînt prevăzute paturi speciale de control și curățare, amplasate în fluxul principal (fig. 3, *b*). Nici această soluție nu rezolvă însă integral problema, deoarece toate tablele trecînd prin acest pat, timpul disponibil pentru curățare este limitat.

Pentru laminorul de la Galați a fost aplicată o soluție complet nouă, constînd din amplasarea paturilor de control și de curățare în flux secundar (fig. 3, *c*). În felul acesta posi-

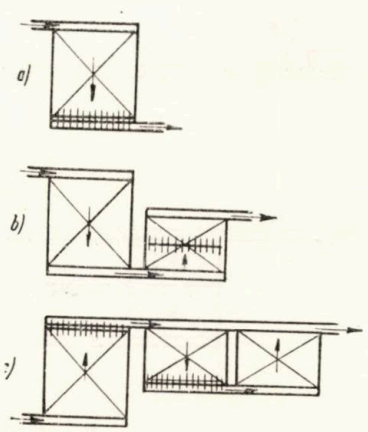


Fig. 3. Scheme de amplasament pentru controlul și curățarea tablelor:
a — fără pat independent de control și curățare; *b* — pat de control și curățare în fluxul principal; *c* — paturi de control și curățare în flux secundar.

bilitățile de control și curățare sînt mult mărite, deoarece pe aceste paturi trec numai tablele cu defecte, cele bune urmînd fluxul principal.

În fluxul principal de ajustare s-a prevăzut spațiu pentru introducerea în viitor a unei instalații de control al structurii prin ultrasunete, care urmează să fie montată după paturile

de control şi curăţare. În felul acesta, cînd tablele ajung la controlul cu ultrasunete, defectele superficiale sînt eliminate, deci există certitudinea că la instalaţia respectivă defectele detectate sînt interne, structurale şi se elimină pericolul erorilor de apreciere.

Liniile de tăiere

Pentru tăierea marginilor şi debitarea tablelor la lungimi finale, s-au prevăzut două linii de tăiere independente. Deşi la unele laminoare moderne (Fuji, Gary) au fost instalate linii combinate de tăiere — constînd dintr-un foarfece cu discuri, două foarfece ghilotină pentru tăierea marginilor şi un foarfece de debitare, toate aşezate în aceeaşi linie —, pentru laminorul de la Galaţi au fost adoptate două linii independente, care asigură o productivitate mai mare pentru că pot lucra simultan. (Se menţionează că pentru laminorul de la Gary a fost prevăzută încă o linie de tăiere, în prezent în construcţie.)

Pentru amplasarea liniilor de tăiere s-au analizat numeroase variante atît dintre cele existente la alte laminoare, cît şi soluţii noi.

Varianta de amplasament din figura 4, *a*, aplicată principial la laminoarele sovietice de 2 800 mm, Sparrows Point, Burns Harbor, Sumitomo, se caracterizează prin amplasarea paralelă a celor două linii de tăiere şi stivuirea comună a tuturor tablelor.

În felul acesta distribuţia tablelor în depozit este îngreuiată, la producţii mari putînd constitui un punct de strangulare.

Varianta de amplasament din figura 4, *b*, aplicată principial la Consett, Dunkerque (etapa II), Taranto, Gary (etapa II), se caracterizează prin deplasarea în sens opus a tablelor la cele două linii de tăiere. În felul acesta apare însă dezavantajul separării tablelor din acelaşi lot de laminare, cînd acestea se ajustează la ambele linii de tăiere, rezultînd o îngreuiere a operaţiilor de sortare în depozit.

Pentru Galaţi a fost aplicată o soluţie nouă, diferită de cele existente şi caracterizată printr-o elasticitate şi productivitate ridicată. Această soluţie, reprezentată principial în figura 4, *c*, pe lîngă eliminarea dezavantajelor amintite la variantele 4, *a* şi 4, *b*, are următoarele avantaje importante:

— permite alimentarea independentă a celor două linii iar transportoarele respective reprezintă elemente tampon; în felul acesta tablele pot fi grupate pe paturile de răcire în funcţie de grosime, asigurînd o productivitate ridicată a acestora fără să influenţeze negativ asupra exploatării simultane a ambelor linii de tăiere; de asemenea, o defecţiune sau o întîrziere produsă la una din linii nu strangulează funcţionarea celeilalte; transportoarele de alimentare pot fi folosite şi pentru unele operaţii suplimentare de trasare, marcare şi curăţare;

— datorită transportului de legătură şi caracteristicilor identice ale foarfecelor de debitare, oricare din linii poate lucra cu două foarfece, ceea ce este foarte important la table mai scurte, cînd strangularea este produsă de debitare; de asemenea, în felul acesta defectarea unuia din foarfece nu produce oprirea ajustajului la rece la nici unul din sortimentele de tablă;

— prin existenţa căii cu role de distribuţie şi a unui număr mai mare de stivuitoare, pe lîngă o repartizare optimă a tablelor în depozit, se elimină strangularea produsă la unele laminoare în cazul evacuării unor sortimente variate.

Pentru calculul productivităţii liniilor de tăiere (tabela 2) timpii de tăiere la diversele foarfece au fost determinaţi pe baza următoarelor date:

Foarfecele cu discuri pentru tăierea marginilor:

— timpul de poziţionare a tablei înainte de tăiere,	60 s
— viteza de tăiere (pentru grosimi de 6—20 mm),	0,8—0,4 m/s

Foarfecele ghilotină pentru tăierea marginilor:

— timpul de poziţionare a tablei brute înainte de tăiere,	30 s
— lungimea marginii tăiate la o cursă,	3 200 mm
— timpul pentru o tăiere,	5 s
— viteza medie de deplasare a tablei între două tăieri,	0,5 m/s
— timpul de poziţionare a tablei între două tăieri,	5 s
— timpul de degajare a tablei,	20 s

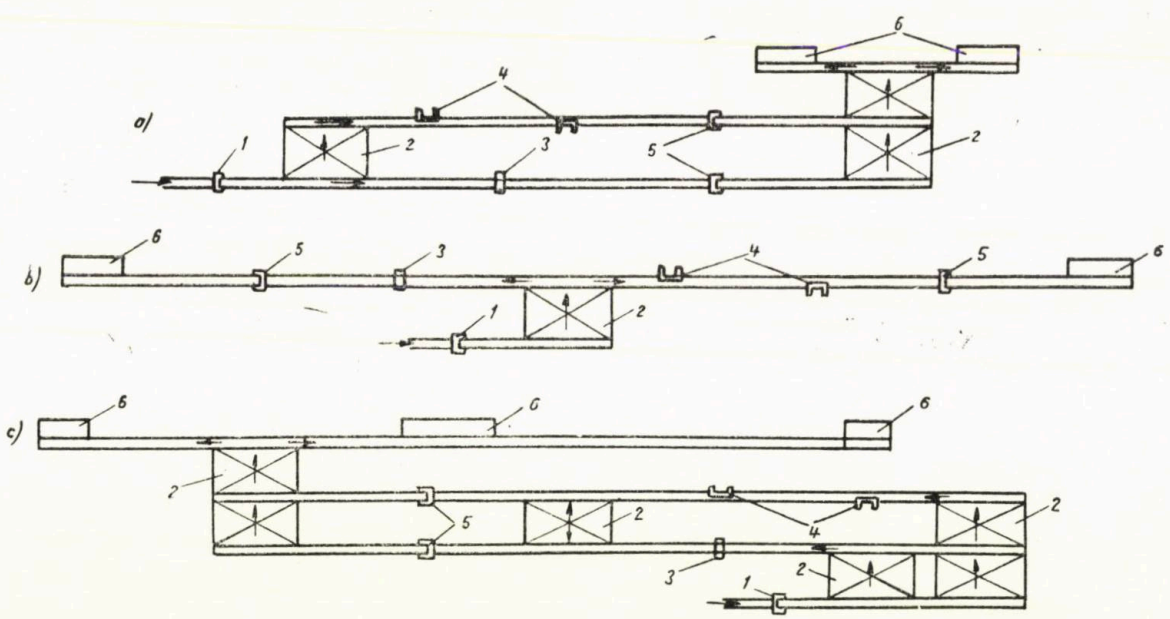


Fig. 4. Scheme de amplasare a liniilor de tăiere:
1 — foarfece de şutare la rece; *2* — transportor transversal; *3* — foarfece cu discuri pentru tăierea marginilor; *4* — foarfece ghilotină pentru tăierea marginilor; *5* — foarfece de debitare; *6* — stivuitor.

Tabela 2

Dimensiunile tablei				Foarfecele cu discuri pentru tăierea marginilor			Foarfecele ghilotină pentru tăierea marginilor		Foarfecele de debitare		Productivitatea, t/h		
												Linia de laminare	
Grosimea, mm	Lățimea finită, mm	Lungimea șutată, la rece, m	Masa finită, t	Viteza de tăiere, m/s	Timpul de tăiere, s	Productivitatea, t/h	Timpul de tăiere, s	Productivitatea, t/h	Timpul de tăiere, s	Productivitatea, t/h	Liniile de tăiere	Cu două cuptoare cu propulsie	Cu trei cuptoare cu propulsie
6	1 500	24,7	1,71	0,8	91	47	174	25	113	38	72	65,7	65,7
	2 000	18,6	1,71	0,8	84	51	142	30	95	45	81	70,3	70,3
10	1 500	22,2	2,56	0,65	95	68	159	40	110	58	108	112	123
	2 000	22,2	3,42	0,65	95	91	159	54	110	78	145	150	164
	2 500	23,7	4,55	0,65	97	118	172	67	112	102	185	142	174
15	1 500	19,9	3,42	0,5	100	86	152	57	107	80	143	150	179
	2 000	22,3	5,13	0,5	105	123	160	81	110	117	204	156	233
	2 500	23,7	6,82	0,5	108	159	172	100	112	153	259	161	242
20	1 500	22,2	5,13	(0,4)	(116)	(111)	159	81	110	117	81(192)	156	233
	2 000	22,2	6,82	(0,4)	(116)	(148)	159	108	110	156	108(256)	161	242
	2 500	17,9	6,82	(0,4)	(105)	(163)	141	122	94	183	122(285)	161	242
30	1 500	19,8	6,82	—	—	—	155	111	107	160	111	137	205
	2 000	22,2	10,25	—	—	—	159	162	110	234	162	156	233
	2 500	17,9	10,25	—	—	—	141	183	94	274	183	156	233

Foarfecele de debitare :

- timpul de poziționare a tablei-mamă înainte de tăiere, 20 s
- lungimea tablei finite, 5—6 m
- timpul pentru o tăiere, 5 s
- viteza medie de deplasare a tablei între două tăieri, 0,75 m/s
- timpul de poziționare a tablei între două tăieri, 5 s
- timpul de degajare a tablei, 15 s

La toate foarfecele, productivitățile au fost determinate afectînd valorile teoretice cu un coeficient de 0,70, pentru a ține seamă de anumite întîrzieri, mici deranjamente, precum și de variații ale programului de tăiere față de cel considerat. Pe baza datelor respective, rezultă următoarele viteze medii de tăiere :

- foarfecele cu discuri pentru tăierea marginilor, 7,2—11,4 m/min
- foarfecele ghilotină pentru tăierea marginilor, 5,3—6,0 m/min
- foarfecele de debitare, 8,0—9,2 m/min

Comparînd productivitățile liniilor de tăiere cu cele ale liniei de laminare, rezultă importanța unei programări adecvate în scopul grupării tablelor pe dimensiuni și avantajele alimentării și funcționării independente a celor două linii de tăiere.

De asemenea, din această tabelă rezultă că producția de 600 000 t/an prevăzută pentru etapa I nu s-ar fi putut ajusta la o singură linie de tăiere, mai ales dacă se ține seamă de faptul că grosimea de 20 mm reprezintă limita superioară pentru foarfecele cu discuri și că tăierea tablelor cu asemenea grosimi este legată de o serie de dificultăți (ecruisarea marginilor, uzura cuțitelor etc.).

Foarfecele de probe și șutare la rece îndeplinește următoarele funcțiuni :

— tăierea fișiilor de probă din capătul frontal al tablei, în care scop este prevăzut cu opritor ; fișiile de probă sînt divizate apoi la un foarfece de mărunțire ;

— șutarea capetelor frontale ; pentru funcționarea în condiții bune a foarfecelui cu discuri trebuie asigurată perpendicularitatea fețelor frontale, ceea ce nu este posibil la foarfecele de șutare la cald ; de asemenea, prin utilizarea mașinii de trasat și a foarfecelui de șutare la rece se creează posibilitatea evitării șutajelor frontale de la capătul din față la foarfecele de debitare ;

— divizarea tablelor care urmează să fie livrate în lungimi finale mici, în scopul descărcării foarfecelor de debitare ;

— divizarea tablelor curbate în plan orizontal, pentru a putea fi încadrate în lățimile și lungimile finale respective.

Linia ușoară de tăiere cuprinde și un foarfece cu discuri pentru tăiere longitudinală. În felul acesta se mărește productivitatea laminorului la table mai înguste și mai subțiri și se reduce numărul bramelor de dimensiuni mici (100—110 mm grosime, 800 — 1 000 mm lățime, 1 500—1 700 mm lungime), care provoacă dificultăți atît la încălzire, cît și la laminare.

Tratamentul termic

Toate laminoarele moderne sînt echipate cu instalații de normalizare, în scopul asigurării unor caracteristici mecanice superioare ale tablelor. În ceea ce privește însă soluțiile adoptate, acestea sînt diferite, cele mai caracteristice fiind următoarele :

— Amplasarea unui cuptor de normalizare între cajă și paturile de răcire, în flux secundar, cu încărcarea tablelor în general în stare caldă (Salzgitter, Hattingen, Oberhausen, South Durham, Mannesmann, Dorman Long).

— Amplasarea unui cuptor de normalizare în flux, la capătul ajustajului la rece, cu încărcare în stare rece (Longwy, Rourkela).

— Amplasarea cuptorului de normalizare în afară de flux în depozit (Bremen, Linz, Appleby-Frodingham, Oxelösund, Dunkerque, Sparrows Point).

Încărcarea tablelor în stare caldă prezintă avantajul unei productivități ridicate, al unui consum redus de combustibil, al evitării unor manipulări suplimentare, precum și al utilizării aceluiași ajustaj pentru toate tablele. În același timp însă, încărcarea tablelor în stare caldă impune condiții deose-

bite la programare pentru a sincroniza ritmul de laminare cu ritmul de normalizare.

Încărcarea tablelor în stare rece, într-un cuptor amplasat în afară de flux, se aplică în special cînd cantitatea de tablă normalizată este relativ redusă, deoarece productivităţile sînt mai mici, consumul de combustibil este mai ridicat şi sînt necesare manipulări suplimentare ale tablelor. În acelaşi timp însă, această soluţie are avantajul unei independenţe totale faţă de linia de laminare, permiţînd sortarea tablelor pe calităţi şi dimensiuni înainte de normalizare ; de asemenea, tablele pot fi tratate cu marginile tăiate, eliminîndu-se ecruisarea marginilor după normalizare.

amplasarea maşinii de îndreptat la o distanţă mai mare de cuptor decît lungimea maximă a tablelor şi prin stropirea cu apă se poate asigura temperatura optimă de îndreptare a tablelor normalizate, independent de grosime.

Productivitatea maximă a cuptorului de normalizare este de 118 t/h la încărcare caldă, respectiv de 59 t/h la încărcare rece, cu un coeficient de utilizare a lungimii vetrei de 0,9 şi pentru tablele de lăţime maximă. În felul acesta, productivitatea specifică raportată la vatra utilă este de 430 kg/m^2·h la încărcare caldă şi de 215 kg/m^2·h la încărcare rece, iar viteza de încălzire de circa 1 mm/min, respectiv de circa 0,5 mm/min. Productivitatea medie a cuptorului variază între limite largi, depinzînd de următorii factori : regimul

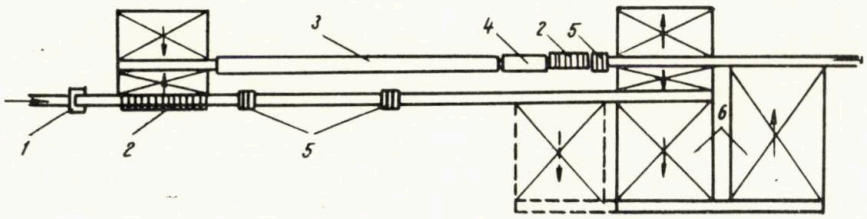


Fig. 5. Instalaţia de tratament termic :
1 — foarfece de şutare şi divizare la cald ; *2* — instalaţie de stropire ; *3* — cuptor cu role ; *4* — presă de călire ; *5* — maşină de îndreptat ; *6* — pat de răcire.

În ultimii ani, majoritatea laminoarelor moderne din S.U.A. şi Japonia, precum şi din alte ţări, au fost echipate cu instalaţii de îmbunătăţire, care permit, pe lîngă normalizare, călirea şi revenirea tablelor slab aliate, obţinîndu-se astfel caracteristici mecanice foarte ridicate (în special limita de curgere şi rezilienţa) la oţeluri sudabile cu conţinut scăzut de carbon. Instalaţiile cuprind în general cuptoare independente pentru călire şi revenire (Lukens, Homestead, Nippon Kokan, Houston, Kawasaki, Gary, Colvilles, Burns Harbor) ; la producţii mici se prevede însă un singur cuptor pentru ambele operaţii (Claymont, Sumitomo). La unele laminoare iniţial s-a construit cuptorul de călire (care era folosit şi pentru revenire) şi presa de călire, iar ulterior s-a montat un cuptor independent pentru revenire (Yawata, Fuji, Oberhausen, Campi). Cu excepţia instalaţiei de la Consett care este amplasată în flux secundar cu încărcare în stare rece, toate instalaţiile sînt amplasate în depozit, independent de linia de laminare.

Cuptoarele folosite la laminoarele moderne atît pentru normalizare, cît şi pentru îmbunătăţire, sînt de tip continuu, cu role metalice, care asigură obţinerea unor caracteristici uniforme datorită tratamentului individual al tablelor.

După o analiză îndelungată şi numeroase variante studiate, pentru Galaţi s-a adoptat o soluţie nouă, caracterizată prin productivitate şi elasticitate ridicate şi prin posibilitatea tratamentului termic al unui sortiment larg de table fără ca investiţiile să fie excesive.

Instalaţia propriu-zisă de tratament termic din etapa I (fig. 5) cuprinde un cuptor continuu cu role de 94 m lungime şi 3,6 m lăţime, pentru table de max. 40 mm grosime, max. 3 200 mm lăţime şi max. 31 m lungime, precum şi o presă de călire pentru table de max. 40×3 200×15 000 mm. La această instalaţie tablele pot fi normalizate, recoapte, călite şi revenite, temperatura maximă de tratament fiind de 925°C.

Încărcarea tablelor în cuptor se poate face în stare caldă, imediat după laminare şi şutare, sau în stare rece, din depozit. După tratament termic, tablele pot fi trecute pe paturile de răcire şi apoi la liniile de tăiere sau direct în depozit. În cazul încărcării în stare caldă, după şutare tablele sînt stropite cu apă pentru a coborî temperatura sub punctul A_{r1} astfel, încît întreaga structură să fie feritică (fără austenită reziduală), condiţie esenţială pentru obţinerea unor caracteristici uniforme după tratament.

La o distanţă de circa 33 m de cuptor este amplasată o maşină de îndreptat, precedată de o instalaţie de stropire. Cuptorul poate lucra în regim continuu sau oscilant. Prin

de tratament, raportul dintre tablele încărcate în stare caldă şi în stare rece, lăţimea medie a tablelor şi coeficientul de sincronizare dintre laminor şi cuptor la încărcare caldă. După cum rezultă din figura 6, productivitatea cuptorului cu role pentru o anumită calitate de oţel şi pentru un anumit regim de tratament nu depinde de grosimea tablelor şi este de circa 75 t/h în cazul normalizării tablelor de 2 m lăţime încărcate în stare caldă ; în schimb, productivitatea liniei de laminare pentru table de 6—40 mm grosime variază de la 70 la circa 160 t/h în cazul a două cuptoare cu propulsie şi de la 70 la circa 240 t/h în cazul a trei cuptoare cu propulsie (productivităţile fiind date în table finite). Din această cauză, în cazul încărcării calde, la programare trebuie să se

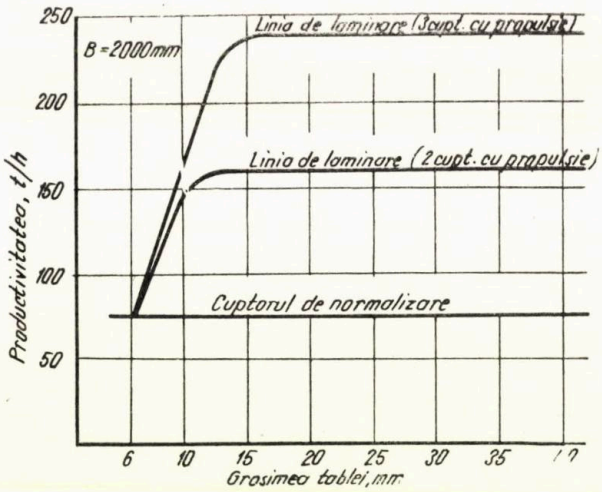


Fig. 6. Productivitatea liniei de laminare şi a cuptorului de normalizare în funcţie de grosimea tablei de 2 000 mm lăţime.

ţină seamă de laminarea combinată a tablelor tratate şi netratate astfel, încît să se utilizeze din plin atît capacitatea laminorului, cît şi cea a cuptorului de normalizare.

Pentru etapa a II-a s-a prevăzut construirea unui al doilea cuptor de normalizare, de aceeaşi lungime. În cazul în care sortimentul viitor al laminorului va cuprinde o cantitate

importantă de table care trebuie îmbunătăţite, se va construi o subsecţie complet independentă de tratament termic, în prelungirea halei *AB*, subsecţie care va putea fi legată de ajustajul la rece.

Depozitarea şi expediţia

Depozitarea şi expediţia tablelor se vor face în principal în hala *DE* (fig. 3 din [1]), avînd 36 m deschidere şi 800 m lungime.

La proiectarea depozitului s-au avut în vedere următoarele principii, în scopul asigurării unei productivităţi ridicate şi a unei tehnologii optime de lucru:

— amplasarea unui număr cît mai redus de utilaje şi în orice caz nu din fluxul principal, în scopul obţinerii unor suprafeţe suficiente de depozitare şi în scopul organizării mai bune a depozitului;

— repartizarea tablelor în depozit să se facă printr-o cale cu role de distribuţie şi mai multe stivuitoare aşezate la distanţe suficient de mari între ele astfel, încît distribuţia tablelor să se poată face cît mai repede şi, în anumite cazuri, să se sorteze tablele în stivuitoare; această soluţie, aplicată pentru prima dată, prezintă avantaje foarte mari în cazul unei producţii ridicate şi al unui sortiment variat;

— descărcarea stivuitoarelor să se facă cu macarale semiportale, reducînd astfel operaţiile podurilor rulante;

— deservirea întregii lungimi a depozitului cu linie de cale ferată, cu două ieşiri laterale în afară de cea frontală, asigurînd astfel un front lung de încărcare a vagoanelor şi o elasticitate ridicată în expediţie.

Pentru dimensionarea depozitului s-a considerat o stivă medie de 5 m lungime, 1,65 m lăţime şi 0,75 m înălţime şi o distanţă între două stive de 1 m; în felul acesta rezultă o încărcare specifică de 3,05 t/m². În etapa I, din lungimea totală a halei *DE* circa 200 m sînt rezervaţi depozitării bramelor astfel încît suprafaţa totală a depozitului principal de tablă este de $36 \times 600 = 21\,600$ m². Scăzînd 7 800 m² pentru linii ferate, utilaje şi spaţii nedeservite de poduri rulante, precum şi 2 700 m² (20%) pentru diverse operaţii suplimentare, rezultă o suprafaţă de depozitare de 11 100 m². Capacitatea laminorului fiind de 600 000 t/an, la 300 zile lucrătoare depozitul asigură o rezervă de circa 17 zile. Suprafaţa totală a depozitului de tablă, raportată la producţia anuală a laminorului, este de 0,036 m²/t (pentru alte laminoare moderne acest indicator variază între 0,015 şi 0,040 m²/t, în general fiind însă sub 0,030 m²/t).

Depozitul principal de table este deservit de poduri rulante de 20 t cu magneţi şi de două macarale semiportale de 20 t cu magneţi. Pentru calculul numărului de poduri rulante s-a considerat că în medie un pod execută două operaţii (sortare şi încărcare în vagoane), durata medie a unui ciclu fiind de 123 s pentru sortare şi, respectiv, 108 s pentru încărcare (pe baza vitezelor podurilor şi a distanţelor medii de parcurs). La un fond anual de timp de 6 000 h şi la o greutate medie a încărcăturii unui pod de 2 t pentru sortare şi 3 t pentru încărcare în vagon, rezultă că în etapa I sînt necesare patru poduri rulante, luînd în considerare şi un coeficient de 0,70 pentru diverse operaţii auxiliare şi întîrzieri.

Pentru etapa a II-a s-a prevăzut posibilitatea extinderii depozitului de tablă prin prelungirea tuturor halelor cu 128 m, urmînd ca, în mod corespunzător, să se mărească numărul podurilor rulante şi cel al macaralelor semiportale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lederer A. *Caracteristicile tehnologice generale ale laminorului de tablă groasă de la Galaţi.* Metalurgia, nr. 2, 1969, p. 114.

[2] Lederer A. *Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de încălzire şi laminare a laminorului de tablă groasă de la Galaţi.* Metalurgia, nr. 3, 1969, p. 177.

[3] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor şi a benzilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

RECENZIE

Ianusz Szreniawski. **Piaskowe formy odlewnicze (Forme de turnare din amestecuri pe bază de nisip) (Bazele teoretice şi practice ale obţinerii lor)**

Prezenta lucrare se înscrie în acţiunea actuală de fundamentare teoretică cît mai completă a proceselor din turnătorii. Dacă pînă în prezent s-au asigurat, într-o anumită măsură, bazele teoretice ale proceselor legate de umplerea cu metal lichid a formelor şi de solidificarea lor (inclusiv formarea structurilor şi, legat de acestea, proprietăţile la care se poate ajunge), procesele de liere, de îndesare şi în general formarea erau, din acest punct de vedere, lăsate pe plan secundar. Fundamentarea teoretică a proceselor de formare, stabilirea unor legi şi relaţii nu au fost făcute; de fapt nu există nici acum fundamentarea tuturor etapelor proceselor. Această situaţie face însă ca multe din activităţile de instruire în domeniul formării, în toate verigile ei, să se desfăşoare la un nivel ştiinţific nu întotdeauna ridicat. De aceea, apreciem preocuparea turnătorilor polonezi de fundamentare teoretică a proceselor de formare. Pe această linie se înscrie şi recenta lucrare a prof. univ. Janusz Szereniawski, căreia îi acordăm cuvenita atenţie. Susţinem, şi cu această ocazie, necesitatea ridicării nivelului ştiinţific al cărţilor, al manualelor şi cursurilor universitare în redactare românească din domeniul formării, iar ca model pentru prima etapă recomandăm lucrarea recenzată. Din acest motiv o recomandăm şi ca material documentar suplimentar pentru specialiştii care lucrează în probleme de formare, tehnicienilor şi inginerilor metalurgi din serviciile metalurgice, de proiectare tehnologică, cercetătorilor şi studenţilor care se specializează în probleme de turnarea metalelor şi aliajelor.

Lucrarea „Forme de turnare din amestecuri pe bază de nisip" este structurată pe patru părţi: „Bazele fizice şi fizico-chimice ale proceselor de liere a amestecurilor de formare pe bază de nisip"(I); „Bazele fizice şi fizico-chimice ale proceselor de executare a formelor din amestecuri de formare pe bază de nisip"(II); „Bazele fizice şi fizico-chimice ale amestecurilor de formare îndesate în forme după umplerea lor cu metalul lichid (III) şi „Influenţa factorilor fizici şi fizico-chimiei asupra formei constructive şi proprietăţilor pieselor turnate " (IV).

Lucrarea cuprinde, în cadrul fiecărei părţi, un număr de capitole bine conturate, în care sînt prezentate o serie întreagă de tabele şi diagrame. Încercările de teoretizare şi punerea proceselor sub forma unor relaţii de calcul sînt deosebit de pregnant rezolvate în cadrul procedeelor de executare a formelor. Apreciem, în mod deosebit, modurile intuitive de reprezentare a aşezării granulelor de nisip înainte şi după liere, în cadrul procesului de formare prin îndesare. Sînt prezentate o serie întreagă de metode de încercări ale amestecurilor de formare atît în stare preparată, cît şi în stare îndesată. O atenţie deosebită este acordată influenţei pe care o au materialele componente ale amestecurilor de formare. Remarcăm, de asemenea, studiile complete privind amestecul de formare îndesat, corelaţia dintre granulaţie şi proprietăţi.

Partea a treia a lucrării este foarte completă, cuprinzînd curbele de variaţie a principalelor proprietăţi ale amestecurilor la schimbarea temperaturii formei, sub efectul căldurii metalului. Foarte amănunţit este privită şi forma din punct de vedere termic, extinzîndu-se cu această ocazie calculele termice care pînă nu de mult se refereau în turnătorie numai la piesele turnate nu şi la forme.

Pentru toate aceste considerente, recomandăm pentru studiu lucrarea prof. J. Szerniawski.

Ing. *C. Rădulescu*

Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei (II)

Chim. N. CHINDLER şi ing. S. POPA
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.1

Deşi nu există documente, este foarte verosimil ca industria metalurgică din jurul Hunedoarei să-şi fi sporit importanţa în secolul al XV-lea, ca furnizoare de metal pentru arme şi de arme pentru oştile lui Iancu Corvin de Hunedoara şi ale urmaşilor săi.

Primele referiri scrise privind mineritul şi extragerea fierului din minereurile hunedorene datează de la sfîrşitul secolului al XV-lea. Într-un document din anul 1493 se menţionează „oppidum Hunyad, ville volachales et montane ferri de Hunyad" (oraşul Hunedoara, sate valahice şi mine de fier din Hunedoara) iar într-un alt document, la 1508: „oppidum Hunyad, necnon... volachales et montane ferrea" (oraşul Hunedoara precum ... valahice şi mine de fier).

La începutul anului 1509, contele George de Brandenburg — stăpînul castelului din Hunedoara şi al domeniilor care aparţineau de acesta — donează locul numit Tulea, de pe valea pîrîului Govăjdiei (Fejerviz), lui Török Gaspar şi celor doi fraţi ai săi, cu drept de transmitere a moştenirii, urmaşilor lor, pentru a deschide un nou atelier de extras şi prelucrat fierul („Unam ferri fodinam") şi pentru a-şi extrage minereul necesar din muntele de acolo. De fapt – după cum rezultă dintr-un alt act din 1526, prin care regele Ludovic al II-lea confirma donaţia — pe locul respectiv exista şi înainte o mină şi un atelier de extras şi prelucrat fier (quandam fodinam ferri desertam et locum mineralem Thulya vocatum) [1] (fig. 1).

Fig. 1. Tulea.

Din datele sumare care s-au păstrat din socotelile contelui de Brandenburg, sînt amintite, în 1517, ca ateliere de extras fier (ferrifodinae) ale domeniilor Hunedoarei: Nadabor (probabil Nădrag), Charna (Cerna), Hencz şi Bercz. Acestea erau plasate în vecinătatea pîrîurilor, utilajele fiind acţionate de forţa hidraulică furnizată de apă [2].

În cursul anilor care au urmat, castelul şi domeniile hunedorene şi-au schimbat mai mulţi stăpîni. În perioada 1605–1619 domnitorul Bethlen Gabor le declară domenii ale tezaurului, pentru ca în primăvara anului următor să le doneze vărului său, Bethlen István, împreună cu minele şi atelierele de extras şi prelucrat fierul. Pînă în 1667, castelul împreună cu domeniile au aparţinut urmaşilor acestuia, apoi altor familii nobiliare sau princiare, pînă în anul 1725 cînd au trecut definitiv în proprietatea fiscului austriac [3].

Documente scrise, din care reiese activitatea minelor, a atelierelor de extras fier şi a forjelor, s-au păstrat numai începînd din cea de-a doua parte a secolului al XVII-lea. Este vorba, în primul rînd, de inventare ale atelierelor, de scrisori urbariale, de bilanţuri de sfîrşit de an, de diferite instrucţiuni ale stăpînilor privind mersul exploatării. Cercetarea acestora permite formarea unei imagini destul de clare privind stadiul dezvoltării şi condiţiile social-economice în care se făcea exploatarea minelor şi a atelierelor în perioada respectivă.

Printre aceste documente, date deosebit de preţioase se găsesc în scrisoarea urbarială din 1674, dar mai ales în cea din 1681–82: „Urbarium seu nova connumeratio universorum bonorum ad arcem Vajda Huniadiensem pertinentium" [4]. Potrivit acesteia, la data menţionată erau în funcţiune cinci ateliere aparţinînd domeniilor castelului din Hunedoara, şi anume: atelierul Plosca, atelierul nou, atelierul Topliţa, atelierul Nădrab şi atelierul Limpert. Toate aceste ateliere îşi acopereau necesarul de minereu de fier de la mina Ghelar. Tot de acolo se aprovizionau cele trei ateliere proprietatea familiei Barcsay şi atelierul princiar de la Baia Cerna, menţionate ca fiind în funcţiune în acea vreme.

Atelierul Plosca, aşezat lîngă pădurea cu acelaşi nume, în amonte de Teliuc, pe rîul Govăjdiei, era dotat cu două cuptoare cu vatră deschisă pentru extragerea fierului din minereu, adăpostite într-un şopron ridicat pe stîlpi de lemn şi acoperit cu şindrilă, şi alimentate cu aerul necesar de către două perechi de foale acţionate de o roată de apă.

Vatra pentru încălzirea lupelor, cu foalele aferente, acţionate de altă roată de apă, ca şi ciocanul mare de forjă pentru prelucrarea lupelor, acţionate de asemenea hidraulic, erau adăpostite într-un al doilea şopron de construcţie similară. Documentele vremii [4], [5], [6] consemnează sculele existente, necesare operaţiilor de extragere a fierului din minereuri, pînă la obţinerea lupei (ursului), precum şi cele aflate în grija maistrului forjor şi utilizate de el şi de ajutoarele sale pentru forjarea în bare a lupelor sau obţinerea de produse finite.

În secolul al XVIII-lea, documentele menţionează atelierul ca fiind în funcţiune în anii 1700, 1720, 1721. Este menţionat din nou abia în anul 1815, ca atelier scos din funcţiune. Ulterior a fost vîndut, noul proprietar repunîndu-l în funcţiune. Extragerea fierului s-a făcut în continuare direct din minereu pînă în anul 1871, cînd a fost definitiv abandonat (fig. 2). Spre sfîrşitul secolului al XIX-lea a fost cumpărat de „Societatea industriilor de fier" de la Nădrag, care a menţinut în funcţiune numai minele de fier aparţinătoare [7].

Atelierul nou sau *Baia nouă* era aşezat pe rîul Cerna, în aval de atelierul Topliţa, în imediata apropiere a acestuia. În trecut se numea Atelierul femeii. Avea o dotare similară cu aceea a atelierului Plosca. Este menţionat ca fiind în funcţiune în anul 1720. Scrisoarea urbarială din 1754 [7] îl men-

ţionează ca dispunînd de patru cuptoare cu vatră închisă pentru decarburarea fontei, şi de două ciocane acţionate hidraulic pentru forjarea lupelor, dintre care unul putea fi folosit şi pentru fabricarea diferitelor produse finite. În anul 1820 este menţionat [3] ca fiind în funcţiune, dispunînd de trei cuptoare cu vatră închisă şi de un ciocan acţionat hidraulic. La 20 martie 1859 atelierul a fost distrus de un incendiu, după care a fost reclădit şi repus în funcţiune pentru ca în anul 1865 să fie scos din funcţiune definitiv şi demolat.

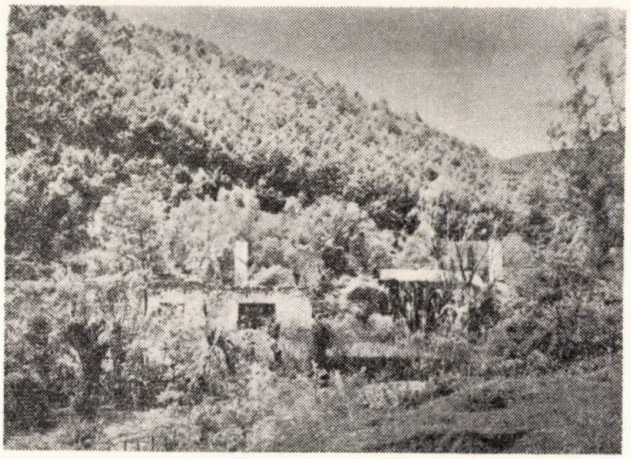


Fig. 2. Ruinele atelierului Plosca.

Atelierul Topliţa era situat pe valea Cernei, în locul unde s-a construit ulterior furnalul. Dispunea de două cuptoare cu vatra deschisă deservite de două perechi de foale acţionate de o roată de apă, de o vatră pentru încălzirea lupelor cu foale acţionate de o a doua roată de apă şi de un ciocan acţionat hidraulic, acestea din urmă amplasate în alt şopron, la oarecare distanţă de cuptoarele de topit minereu. Este menţionat ca fiind în funcţiune în anul 1700 [6] şi în anul 1720 [2]. S-a demolat înainte de 1754, anul în care furnalul de la Topliţa, care s-a construit în locul lui, apare menţionat ca fiind în funcţiune [8].

Atelierul Nădrab, denumit astfel după satul care se găsea pe această vale, lîngă pîrîul Nădrabului, este posibil să fie identic cu atelierul „Nadabor", menţionat în documentele din anul 1517. Era construit în „stil-românesc", adică cuptoarele de extras fierul din minereu şi atelierul de forje se aflau sub acelaşi şopron. Avea în dotare două cuptoare cu vatra deschisă, o vatră pentru încălzirea lupelor şi un ciocan mecanic pentru forjarea acestora împreună cu foalele de insuflat aer şi roţile hidraulice necesare. Este menţionat ca fiind în funcţiune şi în documentele din 1720, 1721 şi 1754. S-a scos definitiv din funcţiune şi s-a demolat în anul 1836.

Atelierul Limpert, menţionat în documentele mai recente sub numele de Limpertul Vechi, era aşezat la confluenţa pîrîurilor Nădrab şi Runc (care formează din acest punct rîul Govăjdiei) pe locul unde s-a construit, începînd cu anul 1806, furnalul de la Govăjdia. Construit în anul 1675 — tot în stil românesc — dispunea de două cuptoare cu vatra deschisă, de o vatră pentru încălzirea lupelor şi de un ciocan acţionat hidraulic cu utilajele anexe necesare. Este amintit în documentele anilor 1681, 1682, 1700, 1720 şi 1754 ca fiind în plină activitate. S-a demolat în anul 1806, începîndu-se apoi lucrările de construcţie a furnalului.

Atelierul Baia Cerna aparţinea principelui Transilvaniei şi era în directă subordine a „dregătorului cu socotelile" al domeniului Deva [3]. Documentele datînd din anul 1668 îl menţionează ca fiind în funcţiune cu o dotare similară cu aceea a atelierelor domeniilor Hunedoarei. A fost amintit ulterior în anii 1684, 1692 şi 1710, dar scrisoarea urbarială din 1754 nu îl mai menţionează, fiind scos din funcţiune înainte de data respectivă. Este posibil să fie identic cu atelierul „Charna", care apare încă la începutul secolului al XVI-lea în socotelile contelui de Brandenburg [2].

Atelierul Zlaşti (*Ohaba*) era în funcţiune înainte de 1685 ca proprietate a familiei Barcsay. Printr-o scrisoare de donaţie redactată la 31 mai 1685, la Făgăraş, domnitorul ardelean Apaffi Mihaly confirmă lui Barcsay Abraham şi urmaşilor săi dreptul de a extrage de la mina Ghelar minereul necesar atelierului. Atelierul era situat pe valea pîrîului Zlaşti şi dispunea de cuptoare cu vatra deschisă pentru extragerea fierului din minereu şi de instalaţii pentru forjarea lupelor. Intrat succesiv în posesia altor familii nobiliare, a trecut în anul 1872 în proprietatea statului, împreună cu dreptul de exploatare a minei Ghelar, în schimbul sumei de 40 000 florini.

Arendat de către Stat unor particulari, a produs, pînă la începutul secolului al XX-lea, sape, hîrleţe, tîrnăcoape, fiare de plug etc. În continuare a funcţionat ca atelier-anexă al uzinelor, apoi, amenajat ca atelier modern de unelte agricole, a produs în special fiare de plug pînă în anul 1933 cînd s-a scos definitiv din funcţiune. De notat că aici şi la Plosca a dăinuit cel mai mult procedeul extragerii fierului direct din minereu.

În familia Barcsay exploatarea minelor şi a atelierelor de extras şi prelucrat fierul era o tradiţie. Scrisoarea urbarială din 1681/82 notează că din mina Ghelar îşi extrag minereu de fier necesar atelierului propriu din hotarul comunei Topliţa, Mihail, Petru şi Avram Barcsay, atelier care în anul 1544 exista ca proprietate a lui Ioan Fanthy de Cordova. Este vorba de *Atelierul Fanci*, aşezat pe valea Cernei, în amonte de satul Baia Craiului, menţionat ca fiind în funcţiune şi în scrisoare urbarială din 1754 ; în 1819 este doar un atelier de forje, avînd în dotare o vatră pentru încălzirea fierului brut şi a oţelului adus din altă parte şi un ciocan mecanic pentru forjare de produse finite.

S-a scos din funcţiune şi s-a demolat în 1865. Tot familiei Barcsay îi aparţinea atelierul de la Burceni, aşezat pe rîul Govăjdiei, nu departe de confluenţa pîrîurilor Nădrab şi Runc. Menţionat în scrisoarea urbarială din 1754, atelierul era dotat cu două cuptoare cu vatra deschisă pentru extragerea fierului din minereu, o vatră pentru încălzirea lupelor şi un ciocan de forje acţionat hidraulic, cu instalaţiile anexe necesare. A fost în funcţiune pînă în 1872 cînd s-a demontat, clădirea amenajîndu-se ca locuinţă pentru muncitorii furnalului.

Procedeul vetrelor deschise s-a mai practicat la cele două ateliere de pe valea rîului Runc, şi anume : *Atelierul inferior* şi *Atelierul superior*, acesta din urmă fiind menţionat ca fiind în funcţiune, în scrisoarea urbarială din 1754. Atelierele au fost abandonate în anul 1810, respectiv 1813, muncitorii fiind repartizaţi la celelalte ateliere existente în Valea Govăjdiei. În acelaşi document este amintit şi Atelierul de coase (Kaszabánya), aşezat în valea Govăjdiei în amonte de atelierul Plosca (fig. 3).

Fig. 3. Atelierul de coase.

Atelierul de coase dispunea de două cuptoare cu vatra deschisă, o vatră pentru încălzirea lupelor şi un ciocan acţionat mecanic pentru forjarea acestora, dar capabil să producă coase şi seceri, de unde şi numele Falcaria, sub care se menţionează în documentele mai vechi, redactate în limba latină. În anul 1839 a fost angajat aici, cu contract pe trei ani, un meşter specialist în fabricarea lamelor de fierăstrău,

de la Inneberg, avînd stipulată în contract clauza că în acest interval va califica în această meserie doi muncitori localnici.

În 1842, şeful atelierului, împreună cu doi funcţionari superiori ai administraţiei de la Hunedoara au examinat cei doi muncitori declarîndu-i meşteri bine calificaţi în fabricarea lamelor de fierăstrău. Fabricarea lamelor de ferăstrău a continuat apoi în acest atelier, care, în anii 1848—1849 producea baionete şi suliţe, casmale, tîrnăcoape şi topoare pentru nevoile armatei. Atelierul şi-a încheiat activitatea în 1872 (fig. 4).

cu ajutorul unor mijloace de transport numite reissen sau riessen — trase de cai (nume rominizat „rîzne" dat şi azi vagonetelor din interiorul minei Ghelar). Mina a treia (Banffy) era proprietatea urmaşilor familiei Barcsay — prin ea fiind accesibile şi celelalte două mine menţionate, ceea ce constituia un impediment în activitatea minelor [7].

De la gura minei, minereul era transportat la atelierele de extras fierul, cu ajutorul cailor proprietate a statului sau

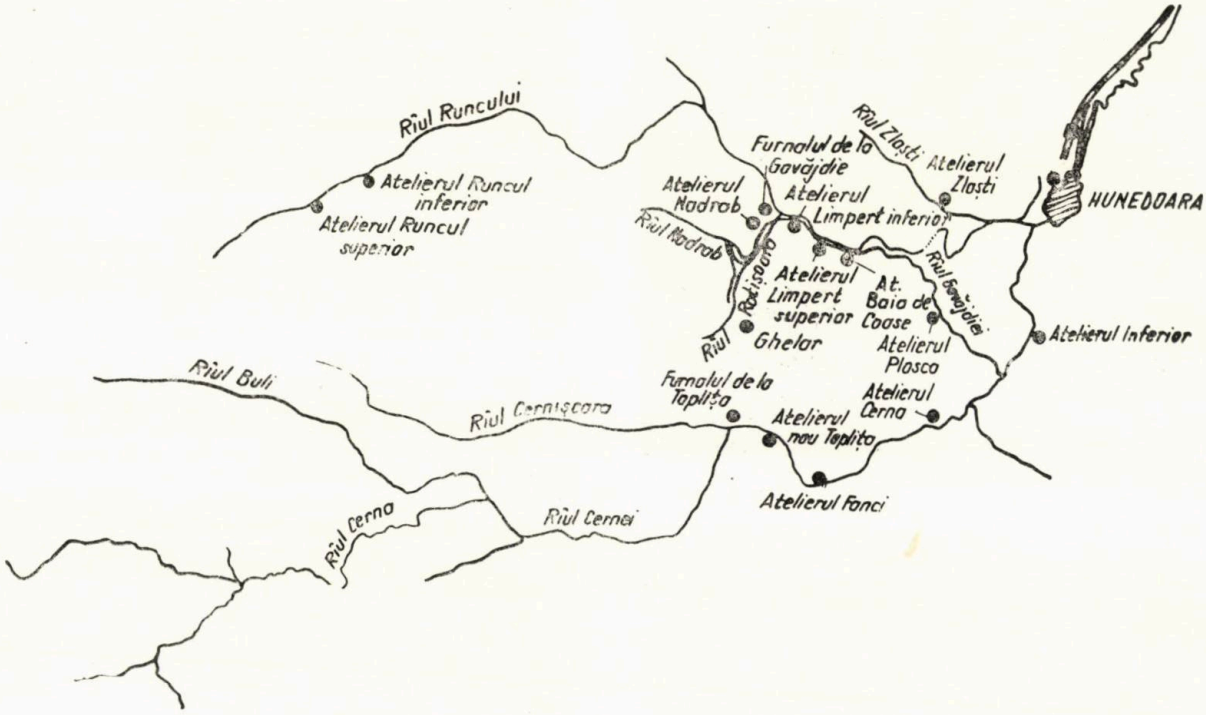


Fig. 4. Harta localităţilor unde se practica extragerea fierului direct din minereu.

Deşi se ştie că atelierele menţionate mai sus se aprovizionau cu minereu de la mina Ghelar — abia din scrisoarea urbanială din 1754 se posedă date privind tehnica mineritului. Este de remarcat, în primul rînd, că toată exploatarea se efectua în subteran. Existau, conform documentului, trei mine : Poliţa, Barbara şi Banffy (fig. 5).

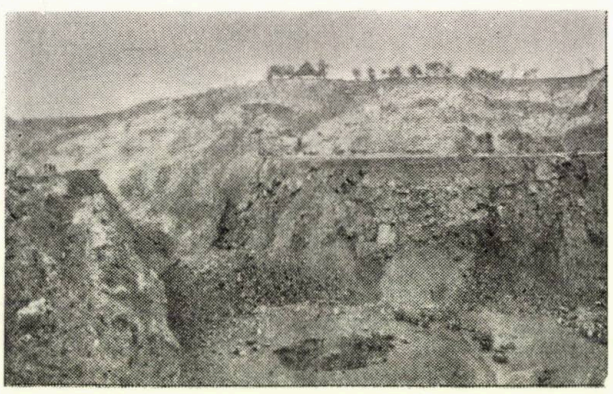


Fig. 5. Grota Banffy.

Exploatarea era foarte anevoioasă din cauză că nu se practica armarea, viaţa minierilor fiind permanent ameninţată, mai ales în perioada dezgheţului de primăvară cînd surpările erau frecvente. Minereurile din primele două mine erau extrase de 12 minieri iobagi, care pe lîngă munca istovitoare de extragere a minereului executau şi scoaterea lui la suprafaţă din adîncul minei Poliţa. Din mina a doua minereul se scotea cu căruţele iobagilor cărora li se plătea transportul în funcţie de distanţă.

★

Tehnica extragerii fierului din minereuri a evoluat de la cuptorul cu cuvă din Valea Caselor de lîngă Ghelar — funcţionînd cu aer insuflat de foale acţionate cu mîna sau cu piciorul — la atelierele descrise mai sus utilizînd forţă motrică furnizată de ape, desigur înainte de apariţia primelor documente scrise care atestă existenţa lor. Pe plan european, centrul metalurgiei feroase era în acele vremuri în Silezia. Marele alchimist şi metalurg Georg Bauer, supranumit Agricola (1490—1555), în celebra sa lucrare „De re metallica" — apărută postum (1556) descrie cu amănunţime întreg procesul metalurgic practicat în atelierele de extras şi prelucrat fierul din Silezia. Este de remarcat asemănarea, pînă la identitate, a proceselor descrise de Agricola cu cele practicate în atelierele din jurul Hunedoarei. Ţinînd seamă că Agricola a călătorit prin Transilvania şi de împrejurarea că în documentele citate [4] se vorbeşte de un atelier „nemţesc" (Topliţa) şi se întîlnesc numeroşi termeni de origină germană (şust, coh ş.a.), se poate vorbi de o influenţă germană asupra tehnicii metalurgice din aceste ateliere, dar nu este de neglijat nici influenţa tehnicii existente aici asupra practicilor metalurgice din Silezia, descrise de Agricola în cartea menţionată. Constructiv şi ca randament, cuptoarele hunedorene se asemănau cu cele din Polonia şi Rusia secolului al XVII-lea [9].

Pe baza inventarelor care s-au păstrat [5], [6] se va descrie felul cum erau dotate atelierele în cea de-a doua jumătate a secolului al XVII-lea. De remarcat că faţă de secolul anterior nu se pot semnala progrese însemnate, după cum nici în secolul al XIX-lea cînd, după cum s-a arătat, numeroase ateliere practicau încă procedeul de extracţie în vetre deschise, direct din minereu.

Întotdeauna, fiecare atelier avea cel puţin două cuptoare cu vatră deschisă pentru extragerea fierului din minereu, pentru a asigura continuitatea lucrului (unul fiind în funcţiune iar altul în reparaţie). Cuptoarele erau adăpostite într-un şopron, ridicat pe stîlpi de lemn şi acoperit cu şindrilă. Fiecare cuptor avea cîte două foale proprii acţionate de o roată de apă construită din lemn, avînd osiile şi armăturile de fier; de asemenea, cuptorul era prevăzut cu două silozuri, unul pentru mangal, altul pentru minereu, iar la gură avea două bare de fier, pentru consolidarea gurii de încărcare şi pentru facilitarea încărcării.

În privinţa amplasării utilajelor existau două tipuri de ateliere: unele aveau cuptoarele de extras fierul separate de forjă, fiind construite în şoproane deosebite, aşezate la oarecare distanţă unele de altele, uneori chiar unul pe un mal, iar celălalt pe malul opus al apei (modelul nemţesc), ca la Plosca şi Limpert.

La celălalt tip de ateliere, cuptoarele de extras, vatra pentru încălzirea lupelor şi ciocanul mecanic erau instalate în acelaşi şopron (modelul românesc).

Roţile hidraulice generatoare de forţă motrice erau de tipul celor folosite la morile cerealiere, cu jgheaburi de aducţie a apei şi „jilipuri" pentru reglarea debitului de apă, construite din scînduri, uneori din bîrne.

La unele ateliere jgheabul de aducţie a apei era ridicat pe stîlpi, iar la altele roata hidraulică era amplasată la un nivel inferior faţă de jgheabul de aducţie.

Instalaţiile cereau o întreţinere continuă şi adeseori documentele de inventariere consemnează starea lor necorespunzătoare şi necesitatea de a fi temeinic reparate.

Roţile acţionau atît foalele care furnizau aer cuptoarelor de extras fierul şi celor pentru încălzirea lupelor în vederea obţinerii fierului sudat, cît şi ciocanele mecanice servind la forjarea lupelor sau la obţinerea produselor finite.

Foalele erau confecţionate din piele de vită sau de cal, fiecare cuptor avînd cîte două asemenea foale.

Sub tubul de aducţie a aerului se afla orificiul de evacuare a zgurei, prevăzut cu un jgheab de fier de dimensiuni adecvate mărimii cuptoarelor (de la 1/4 la 1 maje) numit „bucată".

În inventarul atelierelor figurează, de asemenea, sculele necesare efectuării operaţiilor de obţinere a lupei (ursului — conform documentelor), de scoatere a ei din cuptor, de străpungere a zidăriei pentru evacuarea zgurei lichide etc.

Astfel, în grija maistrului cuptorar, în afară de cuptoarele propriu-zise şi de anexele lor (foale, roţi de apă etc.) se aflau, la cele cinci ateliere inventariate, următoarele: cleşte mare de fier servind pentru scoaterea lupei de fier din cuptor, rangă de fier pentru frămîntarea granulelor de fier pe vatră, cîrlig cu mîner de lemn servind aceluiaşi scop, fier ascuţit cu mîner de lemn servind pentru destuparea orificiului de scurgere a zgurei (ţepuşe), rangă de fier pentru desprinderea forţată a lupei sudate, greblă pentru mangal, fier pentru amestecarea masei refractare (a lutului), necesar astupării orificiului de evacuare a zgurei, cleşte mare de fier cu partea de prindere curbă servind tot pentru scoaterea lupei, daltă mare (secure) pentru tăierea fierului, ciocane de mînă, tîrnăcop pentru mărunţirea minereului, lopată din fier pentru introducerea mangalului, cu mîner de lemn, cîntar pentru fier, vadră din fier pentru apă. Nu toate obiectele menţionate se aflau în inventarul fiecărui atelier. La unele nu apare cîntarul pentru fier, la altele chiar cleştele, probabil din cauză că la data inventarierii erau în stare atît de degradată, încît nu au mai fost cuprinse în scripte.

În grija maistrului forjor se găseau în primul rînd cuptorul de încălzire a lupelor şi ciocanul mecanic, cu ajutorul căruia lupa se transforma în bară forjată.

Cuptorul de forje, mai bine-zis vatra de forje, era zidit la bază din piatră, înălţîndu-se apoi într-o nişă (cămin) din împletitură de nuiele lipită cu lut, continuîndu-se cu un coş de evacuare a gazelor.

În partea de sus a nişei, pe suporţi, se afla o bară de fier de care era atîrnată cu cîrlige o tablă de fier destinată îmbunătăţirii tirajului coşului şi apărării feţei muncitorilor de dogoarea directă a focului. La unele ateliere (Limpert, Baia nouă) tabla de fier era înlocuită cu o apărătoare zidită din piatră şi pămînt argilos, susţinută de un cornier de fier şi încadrată de două grinzi din lemn strînse în partea superioară cu un inel de fier.

Aerul, furnizat de două foale acţionate de roata hidraulică, era suflat pe la baza vetrei. Pe vatră se punea jeratec apoi mangal şi, după încingerea acesteia, lupa care se ţinea pînă ce devenea incandescentă.

Ciocanul mare pentru forjarea lupelor nu este descris în amănunţime, dar chiar din prezentarea sumară se poate deduce construcţia lui. Pe axa roţii hidraulice, confecţionată din lemn, se afla un disc mare de fier prevăzut cu două (eventual patru) came, numit helciu sau helgiug. Camele acţionau asupra cozii ciocanului (făcută din lemn), unde se găseau două întăriturі de fier — probabil sub formă de inele, numite „codaica". Spre mijloc coada avea un inel de fier prevăzut cu două axe scurte, prin intermediul căruia se sprijinea pe lagărele susţinute de un suport. În capătul cozii se afla ciocanul mare avînd o greutate care varia între 2,5 şi 6 măji (140—336 kg). Sub ciocanul mare era „nicovala mare" plasată într-un butuc mare de lemn, strînsă într-un cerc de fier şi întărită cu icuri de fier. Uneori butucul se aşeza pe o „ladă" de fier amplasată pe o „tablă de fier". Camele acţionau asupra cozii ciocanului, determinînd ridicarea lui. După trecerea camei (în mişcarea de rotaţie a „helciului") ciocanul cădea asupra nicovalei prin propria greutate, apoi ciclul se repeta.

Tot în grija maistrului forjor erau sculele necesare baterii lupelor şi obţinerii fierului brut ca şi diferitele unelte şi piese, necesare întreţinerii atelierului sau comandate de stăpîn. Astfel sînt cunoscute cleşti mari şi mici specificîndu-se că servesc la „învîrtirea" fierului, nicovală cu „coarne" adică subţiată la capete pentru forjare mai fină, ciocane mari pentru două mîini, ciocane mici, lopeţi pentru mangal, furcă pentru aţiţarea focului, rangă de fier pentru întoarcerea de pe o parte pe alta a pieselor mai grele în timpul forjării, „furca" — probabil un cleşte — pîrghie sau scripete pentru montarea şi demontarea ciocanului mare în caz de reparaţii.

Atelierele propriu-zise aveau şi o serie de anexe, în primul rînd căsuţele pentru adăpostirea maistrului cuptorar şi a muncitorilor de la cuptor a maistrului forjor şi a ajutoarelor sale, şi cele pentru păstrat fierul, care serveau în acelaşi timp ca magazie de materiale şi scule, avînd uşa cu întăriturі de fier şi lacăt. Căsuţele erau construite din bîrne şi acoperite cu şindrilă sau cu pămînt.

În inventare figurează întotdeauna şi caii împreună cu harnaşamentul lor — în mod obişnuit 12—14 cai la un atelier —, care serveau în special pentru transportul materiilor prime (minereu, mangal) şi a altor materiale necesare exploatării, precum şi pentru transportul produselor în depozitul de fier al castelului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Prodan D. *Producţia fierului pe domeniile Hunedoarei în secolul al XVII-lea.* Anuarul Institutului de Istorie din Cluj, I—II, 1958—59, p. 29.

[2] Prodan D. Idem, p. 73.

[3] Vereş E. *Hunyadmegye bányászatának multja. A hunyadmedgyei tört eş rég tarsulat evkányve.* XX, 1910, p. 136—148.

[4] Prodan D. Articolul citat, Anexa I. *Inventarul fierăriilor la 1681/1682,* p. 107.

[5] Vereş E. Articolul citat, Anexa II. *Scrisoare de sechestru a atelierelor în folosul tezaurului* (2 mai 1685), p. 15.

[6] Prodan D. Articolul citat, Anexa III — inventar — *descriere a fierăriilor la 1700.*

[7] * * * Enciclopedia României, III, p. 841.

[8] Olteanu St. *Probleme ale metalurgiei medievale din Ţările Române în lumina cercetărilor recente.* Revista Muzeelor IV, 1967, nr. 2, p. 118.

Standardele pentru scule abrazive — factor activ în ridicarea continuă a calităţii acestora

Ing. I. NEGREA
Uzinele „Carbochim" — Cluj

CZ 621.9.025

Dat fiind rolul activ al standardelor, în cadrul uzinei „Carbochim" din Cluj, producătoare de materiale şi corpuri abrazive necesare tuturor ramurilor industriale şi, în primul rînd, industriei constructoare de maşini şi a celei metalurgice, precum şi de produse electrocărbunoase (electrozi siderurgici, electrozi de crăiţuit, electrozi de baterii etc.) problema standardizării constituie un aspect deosebit de important al activităţii acesteia.

Dat fiind faptul că frecvenţa îmbunătăţirii standardelor constituie un indiciu precis al ritmului în care se introduce progresul tehnic într-o întreprindere, în fiecare an uzina „Carbochim" solicită de la Oficiul de Stat pentru Standarde aprobarea pentru revizuirea unor standarde ale căror prevederi se consideră că pot fi depăşite de realizările practice obţinute în condiţiile unui efort susţinut.

În general, datorită specificului său, uzina şi-a îndreptat activitatea de revizuire a standardelor în următoarele direcţii :

— Înlocuirea normelor interne prin standarde de stat, la acele produse la care, prin munca depusă, s-a reuşit să se permanentizeze indicii calitativi prescrişi (se poate chiar afirma că, în decursul etapelor parcurse la elaborarea unui produs, ca : elaborarea reţetei în fază de laborator, experimentări în fază pilot, introducerea în fabricaţie pe scară semiindustrială şi fabricarea în serie pe scară industrială, „gradul de maturizare" al produsului îl marchează momentul cînd se poate trece la elaborarea unui standard de stat) ;

— Îmbunătăţirea indicilor calitativi prevăzuţi în standarde, reducerea toleranţelor corespunzătoare abaterilor limită care reflectă realizările obţinute şi urmărite pe linia îmbunătăţirii continue a produselor ;

— Corelarea gamei de sortimente produse cu cerinţele concrete ale economiei naţionale, determinate, la rîndul lor, de progresul tehnic atins în domeniul utilajului la care se utilizează. Astfel, în urma unei cereri repetate de derogare, prin care se solicită corpuri abrazive neprevăzute în standarde, se trage concluzia necesităţii introducerii în ţară a unui nou utilaj, extinderea aplicării acestuia fiind legată de frecvenţa cererilor referitoare la acelaşi obiect ; tot astfel, lipsa unor comenzi la un anumit sortiment sau comanda de cantităţi în continuă scădere indică faptul că utilajul în cauză trebuie înlocuit, putîndu-se trece la scoaterea acestuia din programul de fabricaţie, precum şi din sfera preocupărilor de standardizare.

Un exemplu în care revizuirea unui standard a constituit expresia realizărilor obţinute în munca de cercetare îndelungată îl constituie STAS 6963 (Electrocorindon normal, condiţii tehnice). După cum este cunoscut, electrocorindonul normal constituie un material abraziv obţinut prin topirea reducătoare a bauxitei, în cuptoare electrice cu arc. Fabricarea acestui produs s-a început la uzina „Carbochim", pentru prima dată în ţară, în anul 1961. Complexitatea produselor chimice şi cristalografice care iau naştere în baia topită în timpul elaborării şarjei a ridicat o serie de greutăţi în legătură cu stabilirea parametrilor optimi ai procesului tehnologic şi în ceea ce priveşte menţinerea constanţei indicilor calitativi ai produsului. Experienţa acumulată şi rezultatele obţinute au permis înlocuirea normei interne cu un standard STAS 6863—63. Cunoştinţele existente la acea dată au determinat desigur concepţia care a stat la baza elaborării standardului — respectiv conţinutul în Al_2O_3, determinat prin metode de analiză chimică şi considerat indicele calitativ al electrocorindonului normal. Fabricarea electrocorindonului normal a stat însă, în continuare, în atenţia Serviciului de cercetări al uzinei. În decursul anilor, în cadrul planului departamental de cercetare, s-a căutat să se elucideze factorii care influenţează asupra calităţii electrocorindonului normal şi, implicit, parametrii calitativi pe care trebuie să-i satisfacă acesta pentru ca sculele abrazive din electrocorindon normal să permită obţinerea de randamente maxime în procesul de abrazare. Cercetările s-au concretizat nu numai în rezultatele obţinute în legătură cu îmbunătăţirea procesului tehnologic de elaborare, dar şi în ceea ce priveşte revizuirea standardului elaborat în 1967, pornindu-se la îmbunătăţirea acestuia pe baza unor indici superiori : conţinutul în specia cristalografică de α — corindon, starea de agregare a granulelor, microstructura granulelor — care reflectă mai bine comportarea calitativă a granulelor şi care, totodată, au o fundamentare ştiinţifică.

În anul 1968 s-a revizuit STAS-ul 4593—59 „Corpuri abrazive cu liant ceramic, condiţii tehnice", deoarece condiţiile de calitate corespunzătoare nivelului anului 1959 nu mai pot satisface exigenţele actuale. Noul standard 4593 elaborat prevede o serie de condiţii de calitate, nereglementate în standardul anterior, introducerea cărora constituie bilanţul tuturor eforturilor depuse de uzina „Carbochim" în vederea îmbunătăţirii calităţii corpurilor abrazive cu liant ceramic. Astfel, s-a introdus drept condiţie de calitate : „Abaterea limită admisă de la paralelismul feţelor corpurilor abrazive cilindrice plane". Abaterile limită admise sînt cuprinse în tabele, diferenţiat, după diametrul corpului abraziv şi în funcţie de granulaţia materialului abraziv din care s-a confecţionat corpul abraziv respectiv. Valorile abaterilor limită admise sînt foarte restrînse, încadrîndu-se în domeniile admise pentru corpurile abrazive de calitate superioară, produse în străinătate. O altă condiţie calitativă, introdusă în vederea corelării indicilor calitativi ai corpurilor abrazive cu realizările cele mai recente obţinute în domeniul rectificării de precizie o consituie „excentricitatea corpurilor abrazive", pentru care, de asemenea, s-au admis numai valori minime. Avînd în vedere exigenţele mereu crescînde ale beneficiarilor, aspectul produselor nu poate constitui o problemă neglijabilă. Astfel, în standardul 4593 s-a introdus şi condiţia aspectului impecabil al corpurilor abrazive, neadmiţîndu-se nici un fel de pete pe suprafaţa corpurilor abrazive (aşa-numitele „urme de topitură de fier", cauzate de nisipul de presărare pe care sînt aşezate corpurile abrazive, la introducerea lor în cuptoarele de ardere).

Duritatea, exprimată prin rezistenţa pe care o opune liantul unei forţe care tinde să smulgă granula abrazivă, constituie un indiciu calitativ hotărîtor pentru utilizarea corpurilor abrazive. Vechile standarde prevedeau determinarea durităţii prin zgîrierea manuală a suprafeţei corpurilor abrazive, cu ajutorul unei scule tip şurubelniţă. Evident, o metodă atît

de legată de rutina celui care efectuează determinarea nu mai poate fi corespunzătoare condițiilor de înaltă precizie, impuse de beneficiarii corpurilor abrazive. Datorită acestui fapt s-a standardizat metoda de determinare a durității cu ajutorul aparatului TF 21 cu jet de nisip.

În urma unei munci de cercetare îndelungate, în cadrul Serviciului cercetări al uzinei „Carbochim" s-a construit un aparat original pentru măsurarea dezechilibrului static al corpurilor abrazive. Rezultatele promițătoare obținute determină revizuirea STAS-ului 2951—50 „Pietre de polizor, determinarea dezechilibrului static", în vederea corejării metodei de determinare folosind noul aparat.

Un standard, prin însăși esența lui, este necesar să fie precis; expresiile folosite trebuie să prezinte, pe lîngă o eleganță de formulare, precizia ecuațiilor matematice. Fiecare termen trebuie să aibă un sens precis, să definească o singură noțiune, iar pentru exprimarea unei noțiuni nu trebuie să existe mai mulți termeni similari, pentru a nu crea confuzii. În acest sens, o importanță deosebită prezintă standardele de terminologie a căror elaborare necesită o înaltă competență tehnică, asociată cu o gîndire analitică. Fiind producător unic în România de materiale și de corpuri abrazive, uzinei „Carbochim" i-a revenit sarcina de a întocmi astfel de standarde, care să asigure folosirea în acest domeniu a unor termeni unici în țară. Pentru corelarea expresiilor și a termenilor utilizați, s-a prevăzut revizuirea STAS-ului 1469—57 (Abrazivi. Terminologie și clasificare).

Progresul rapid în domeniul utilajelor din industria constructoare de mașini a impus revizuirea unui număr mare de standarde: STAS 603—59 (Pietre conice plane. Dimensiuni), STAS 607—59 (Pietre cilindrice cu degajare. Dimensiuni), STAS 604—59 (Pietre taler. Dimensiuni), STAS 606—59 (Pietre cilindrice cu scobituri. Dimensiuni), pentru corelarea gamei de sortimente cu cerințele concrete ale beneficiarilor. De asemenea, s-a prevăzut îmbunătățirea STAS-ului 6022—59 (Pietre de ascuțit coase), în vederea ridicării calității produselor, pe linia măririi continue a exigenței cumpărătorilor față de performanțele acestora.

Rezultatele obținute pe linia îmbunătățirii calității carburii de siliciu, care constituie un material abraziv prețios, sînt evidențiate clar, dacă se compară prevederile vechiului și cele ale noului standard 5064. Astfel, vechiul standard a prevăzut la calitatea I un conținut minim de 95% SiC, iar la calitatea a II-a un conținut minim de 93%, în timp ce noul standard prevede la calitatea I minimum 96%, iar la calitatea a II-a minimum 94% SiC. Conținutul de impurități (dăunătoare calității) a scăzut simțitor. Vechiul standard prevedea la calitatea I maximum 1% Si liber, iar la calitatea a II-a, 1,2 %, în timp ce noul standard prevede 0,7, respectiv maximum 1%.

Conținutul de carbon liber s-a micșorat de la 2,7, la 1,7%. Conținutul maxim admis de Fe_2O_3, de 1,5% după prevederile vechiului standard s-a micșorat la 0,8, respectiv 1,2 % la calitatea a II-a.

Aceeași atenție s-a acordat normelor interne care constituie un stadiu premergător standardizării. Astfel, în planul pe 1968 s-a prevăzut revizuirea normelor în ceea ce privește corpurile abrazive cu liant mineral, care în prezent nu cuprind condiții tehnice suficient concretizate pentru a se putea asigura, prin recepție, o calitate corespunzătoare și constantă, în legătură cu toleranțele parametrilor calitativi ai acestora.

Pentru viitor se impune elaborarea unor norme interne privind discurile abrazive armate cu inserții, care constituie o realizare obținută printr-o laborioasă activitate de cercetare.

Cele de mai sus ilustrează succint multilateralitatea și importanța standardizării, putîndu-se afirma că activitatea de standardizare constituie „în mic" o oglindă a activității generale a întreprinderii pe linia calității, care reflectă activitatea Serviciului tehnic, a muncii de cercetare, a realizărilor pe linie de inovație și a eforturilor zilnice depuse. Activitatea de producție, în vederea îmbunătăți ii continue a calității produselor. În această privință activitatea de îmbunătățire a standardelor formează, într-o anumită măsură, „barometrul" care indică dezvoltarea în pas cu tehnica nouă sau rămînerea în urmă.

Tehnica controlării proprietăților amestecurilor de formare la Expoziția industrială elvețiană

În cadrul expoziției industriale elveţiene (Bucureşti, 21—30.IV.1969) a avut loc o conferinţă a delegatului firmei Georg Fischer, Schaffhausen, Elveţia, ing. Otto Hickl, docent la Institutul politehnic din Karlsruhe, în care a fost prezentată şi caracterizată producţia de aparate de control pentru amestecuri de formare, fabricate de această firmă, utilajele respective fiind expuse în incinta expoziţiei. Este vorba de utilajele clasice, produse demult şi binecunoscute şi la noi în ţară — expuse acum în variante perfecţionate şi modernizate ca aspect şi realizare — şi de un număr mare de aparate noi, care permit determinarea unor noi parametri calitativi ai amestecurilor. Prin definirea mai completă a proprietăţilor necesare amestecurilor — faţă de ce a fost posibil prin aplicarea mijloacelor de investigaţie clasice cunoscute — prin menţinerea la un nivel cît mai constant al acestor proprietăţi şi prin situarea lor între anumite limite optime, devine posibilă ameliorarea calităţii producţiei în turnătorii. În plus prin aceste mijloace de control îmbunătăţite devine posibilă automatizarea procesului de producţie şi în turnătorii, ceea ce ar fi irealizabil fără o perfectă constanţă în timp a proprietăţilor amestecurilor de formare.

Dintre noile caracteristici ale amestecurilor şi aparatele destinate să servească determinării lor, se menţionează ca deosebit de importante şi interesante următoarele — împărţite principial în două grupe :

— încercări de laborator, prin care se imită procesul industrial de prelucrare şi utilizare a amestecurilor de formare la confecţionarea formelor ;

— încercări prin care se pun în evidenţă proprietăţi ale amestecurilor în condiţiile stabilirii contactului termic cu metalele topite, astfel :

Cu ajutorul aparatului tip POF se determină suprafaţa specifică reală a unui anumit nisip, cifră care se poate pune în corelaţie cu suprafaţa lui teoretică, dedusă prin calcul din analiza granulometrică, avînd la bază ipoteza formei sferice a granulelor. Raportul acestor cifre constituie factorul de neregularitate, de abatere de la forma sferică, strîns legat de forma granulelor şi, prin aceasta, de rugozitatea formei şi a pieselor etc.

Aparatul tip PWA serveşte la determinarea porozităţii interne a nisipului, înţelegînd prin aceasta volumul de micropori, fisurile intergranulare existente în interiorul grăunţilor de nisip neomogeni, alcătuiţi nu dintr-un singur, ci din mai multe granule — factor care influenţează practic consumul de apă optim la prepararea amestecului plastic.

Pe maşina de formare de laborator tip PRP o cantitate de amestec, dozată volumetric, la fel ca în practica de atelier, este supusă îndesării prin scuturare, presare, sau scuturare şi presare, determinîndu-se proprietăţile în aceste condiţii, altele decît cele ce se pot obţine pe epruvetele cilindrice clasice, a căror mărime este dozată gravimetric.

Aparatul PVG completează maşina de mai sus, el servind la determinarea capacităţii amestecului de a fi îndesat : se măsoară reducerea, prin îndesare, a înălţimii unei epruvete, pentru care cantitatea necesară de material a fost dozată volumetric, din încercările efectuate, rezultînd că umiditatea este factorul influent predominant.

Aparatul tip PHT permite efectuarea de încercări la temperaturi ridicate, apropiate de temperaturile de turnare ale aliajelor, determinîndu-se dilatarea amestecului, care se produce ca urmare a transformării alotropice a cuarţului la 575°C. La acelaşi aparat se determină contrapresiunea necesară pentru anularea acestei dilataţii (generatoare de exfoliere) şi rezistenţa la rupere la compresiune la cald a amestecului.

Aparatul tip PHS îl completează pe cel precedent, permiţînd determinarea, în aceleaşi condiţii, a rezistenţei la forfecare. Ambele aparate folosesc drept sursă de căldură flacăra oxiacetilenică.

Gradul de activizare a bentonitei se poate determina cu aparatul tip PNF, destinat măsurării rezistenţei la tracţiune a amestecurilor crude, în condiţiile unei umidităţi ridicate.

Rezistenţa la tracţiune a amestecurilor care folosesc drept liant răşini sintetice (forme coaje, hotbox etc.) se încearcă pe maşina specială, construită în acest scop şi prevăzută cu încălzire electrică, tip PCR.

Volumul de gaze degajate din miezuri în timpul încălzirii prin contactul cu metalul topit se măsoară în condiţii de şoc termic cu aparatul tip PGM.

Faptul că baza concernului Georg Fischer o constituie turnătoriile de oţel, fontă, fontă maleabilă şi neferoase a fost în avantajul concepţiei şi experimentării acestui utilaj de laborator, la fel ca şi în cazul instalaţiilor complete de preparare a amestecurilor pe care această firmă le proiectează şi le execută, utilizînd în parte unităţi de concepţie originale, ca amestecătorul Simpson sau răcitorul de amestec Bührer (nisipul mai cald decît 50—60°C reprezentînd o cauză fundamentală a eşecurilor în turnătorii şi în special în turnătoriile automatizate), curăţătorul de piese cu alice, proiectate mecanic — Wheelabrator — toate aceste unităţi fiind executate în diferite mărimi şi sub formă de instalaţii cu funcţionare intermitentă (pe şarje) sau continuă (în flux).

Expoziţia şi conferinţa au prezentat elemente utile pentru specialiştii din ţara noastră.

Prof. ing. *C. Wanyorek*

Simpozion cu tema „Sudarea prin presiune a tablelor subţiri" Braşov 23—24. V. 1969

În zilele de 23—24 mai 1969 a avut loc la Institutul politehnic din Braşov simpozionul cu tema : „Sudarea prin presiune a tablelor subţiri", organizat de Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor şi Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini cu sprijinul catedrelor de specialitate de la Institutele politehnice din Braşov şi din Timişoara.

La lucrările simpozionului au luat parte circa 40 de ingineri şi tehnicieni din uzine şi institute de proiectări şi cercetări, aparţinînd M.I.C.M., cadre didactice din învăţămîntul tehnic superior, invitaţi din partea Ministerelor Industriei Uşoare, Industriei Alimentare, Construcţiilor pentru Industria Chimică şi Rafinării.

Au fost prezentate 14 referate, dintre care 9, de către cadre didactice din învăţămîntul tehnic superior şi 5, de către specialişti din uzine.

În urma discuţiilor purtate s-a constatat că pe plan mondial procedeul de sudare prin presiune cunoaşte o dezvoltare din ce în ce mai mare, în timp ce la noi în ţară este insuficient răspîndit. Acest lucru se poate constata prin faptul că în planul de cercetare al C.N.C.S. nu figurează teme privind extinderea procedeelor de sudare prin presiune sau

rezolvarea unor teme de perspectivă în acest domeniu.

Participanţii la simpozion au vizitat Uzinele de autocamioane şi tractoare — Braşov, unde s-au efectuat demonstraţii practice privind aplicarea procedeelor de sudare prin presiune în procesul de fabricaţie al uzinelor menţionate.

În urma prezentării referatelor şi a comunicărilor şi pe baza discuţiilor purtate au rezultat unele concluzii şi recomandări din care se menţionează:

— Înscrierea în planul de cercetare al C.N.C.S. a unor teme privind extinderea procedeelor de sudare prin presiune, precum şi rezolvarea unor teme de perspectivă, cum ar fi problema sudării prin presiune a tablelor zincate.

— Lărgirea colaborării dintre întreprinderi şi institutele de cercetări, proiectări şi învăţămînt tehnic superior în problema rezolvării unor probleme mai dificile. Cunoaşterea şi aplicarea de către uzine a experienţei acumulate de Institutul politehnic — Timişoara — catedra Utilajul şi tehnologia sudării şi a procedeelor de sudare cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic şi prin presiune la rece a tablelor subţiri unde s-au elaborat totodată şi utilaje aferente procedeelor menţionate.

— Introducerea, în funcţie de specificul fabricaţiei, a sudării în relief, procedeu simplu şi eficient pentru sudarea piuliţelor, tijelor, capacelor etc.

— Studierea, ţinînd seamă de condiţiile şi specificul dezvoltării în ţara noastră a construcţiei de autovehicule, a gradului optim de automatizare a liniilor tehnologice, mai ales a operaţiilor auxiliare prin realizarea unor dispozitive adecvate, de acţionare rapidă.

— Echiparea maşinilor de sudat prin puncte cu sisteme de temporizare — relee electronice (RVE—IA, RVE—8 etc.) sau blocuri de comandă standard, produse de firme specializate, precum şi dotarea uzinelor cu aparate de măsură necesare controlului parametrilor regimului de sudare.

— Asimilarea fabricaţiei unor tipuri de utilaje de sudare prin presiune, pentru eliminarea greutăţilor procurării acestora din import. Se propun spre asimilare utilaje de sudare prin presiune cu următoarele puteri: 10, 25 şi 75 kVA, ultimul în sistem normal şi suspendat cu cleşti.

— Asimilarea în ţară a unor aliaje destinate fabricării electrozilor pentru maşinile de sudat electrice prin presiune (aliaje Cu—Cr etc.).

— Elaborarea unor norme şi standarde privind procedeele de sudare prin presiune.

— Publicarea în revistele de specialitate a unui număr sporit de articole privind tehnologia sudării prin presiune şi tipizarea unor lucrări de specialitate în acest domeniu, care să servească uzinelor, proiectanţilor şi cercetătorilor.

— Efectuarea unor schimburi de experienţă în domeniul sudării prin presiune cu unele firme străine cu realizări deosebite.

Ing. *P. Filimon*

RECENZII

Georgeta Goras. **Metalurgie fizică elementară.**

Bucureşti, Editura tehnică, 1968

Lucrarea răspunde necesităţii de a oferi, nu numai metalurgilor ci şi specialiştilor din diversele domenii în care sînt utilizate metalele şi aliajele, baza înţelegerii principiilor actuale privitoare la particularităţile materialelor metalice, la corelaţiile structură — proprietăţi, precum şi la efectele asupra structurii provocate de impunerea unor condiţii exterioare de solicitări mecanice şi termice fie în cursul serviciului, fie în cursul tratamentelor aplicate în mod deliberat.

Deşi vastitatea domeniului abordat a impus o conciziune în tratare, totuşi prin rigoarea ştiinţifică şi actualitatea tratării lucrarea depăşeşte caracterul „elementar" sugerat de titlu; s-ar putea spune că ea reprezintă o înmănunchiere de elemente de bază de metalurgie fizică, a căror însuşire reprezintă un punct de plecare pentru abordarea altor lucrări cu profil mai restrîns şi tratare mai detaliată.

În partea întîi sînt prezentate caracteristicile stării metalice la diverse nivele de determinare — atom, agregat de atom, faze, asocieri de faze în microstructuri — în contextul concepţiilor moderne din fizica solidului, de cristalografie şi de teoria stării metalice.

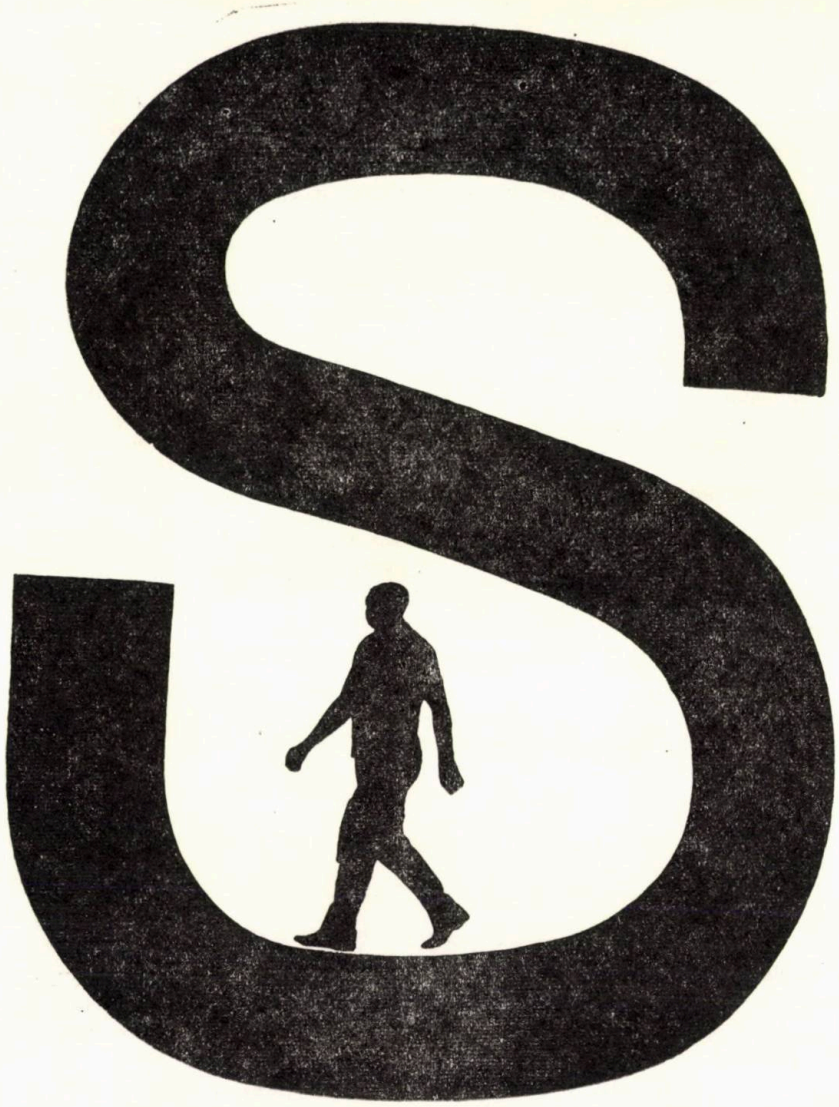
În partea a doua, care tratează formarea structurilor în materialele metalice, primele capitole se ocupă de termodinamica aliajelor pentru sisteme eterogene în echilibru. Expunerea clară permite cititorului înţelegerea reprezentării stării aliajelor prin diagramele de echilibru; studiul diagramelor principalelor sisteme de aliaje industriale îl familiarizează apoi cu aceste reprezentări şi îi permit însuşirea unei interpretări corecte şi complete a lor. În strînsă legătură cu diagramele de echilibru sînt prezentate procesele ce au loc la solidificarea materialelor metalice. Un capitol de „metode fizice de studiu al materialelor metalice" completează informaţia cititorului privitoare la structurile metalelor şi aliajelor, cu prezentarea tehnicilor de lucru utilizate pentru evidenţierea acestor structuri; sînt prezentate atît tehnicile clasice de macroscopie şi microscopie optică, cît şi tehnicile moderne de microscopie de mare putere de rezoluţie (microscopia electronică, microscopia de emisie, metalografia cu raze X).

A treia şi ultima parte a lucrării, care se ocupă de „prelucrări mecanice şi termice şi de influenţa condiţiilor de exploatare", are un caracter de utilitate inginerească mai directă, permiţînd înţelegerea proceselor care se petrec la deformarea plastică, în cursul tratamentelor termice, la sudare, în tehnologiile de obţinere a pieselor prin metalurgia pulberilor. Un ultim capitol se ocupă de procesele care se petrec în materialul metalic în diverse condiţii de solicitare şi mediu la care sînt supuse piesele în cursul serviciului (uzură, coroziune, oboseală, exploatare la temperaturi înalte etc.).

Împărţirea judicioasă a materialului, îmbinarea echilibrată a principiilor teoretice cu exemplificări pe aliaje şi tratamente concrete, claritatea expunerii ca şi rigoarea ştiinţifică şi actualitatea tratării fac din lucrare o carte de referinţă utilă inginerului care produce, utilizează sau decide alegerea unui material metalic. Lucrarea este completată cu o bibliografie foarte îngrijită.

Ar fi recomandabilă, pentru o viitoare ediţie, o prezentare într-un format de pagină mai mare şi schimbarea titlului în „Elemente de metalurgie fizică".

Maria Petrescu



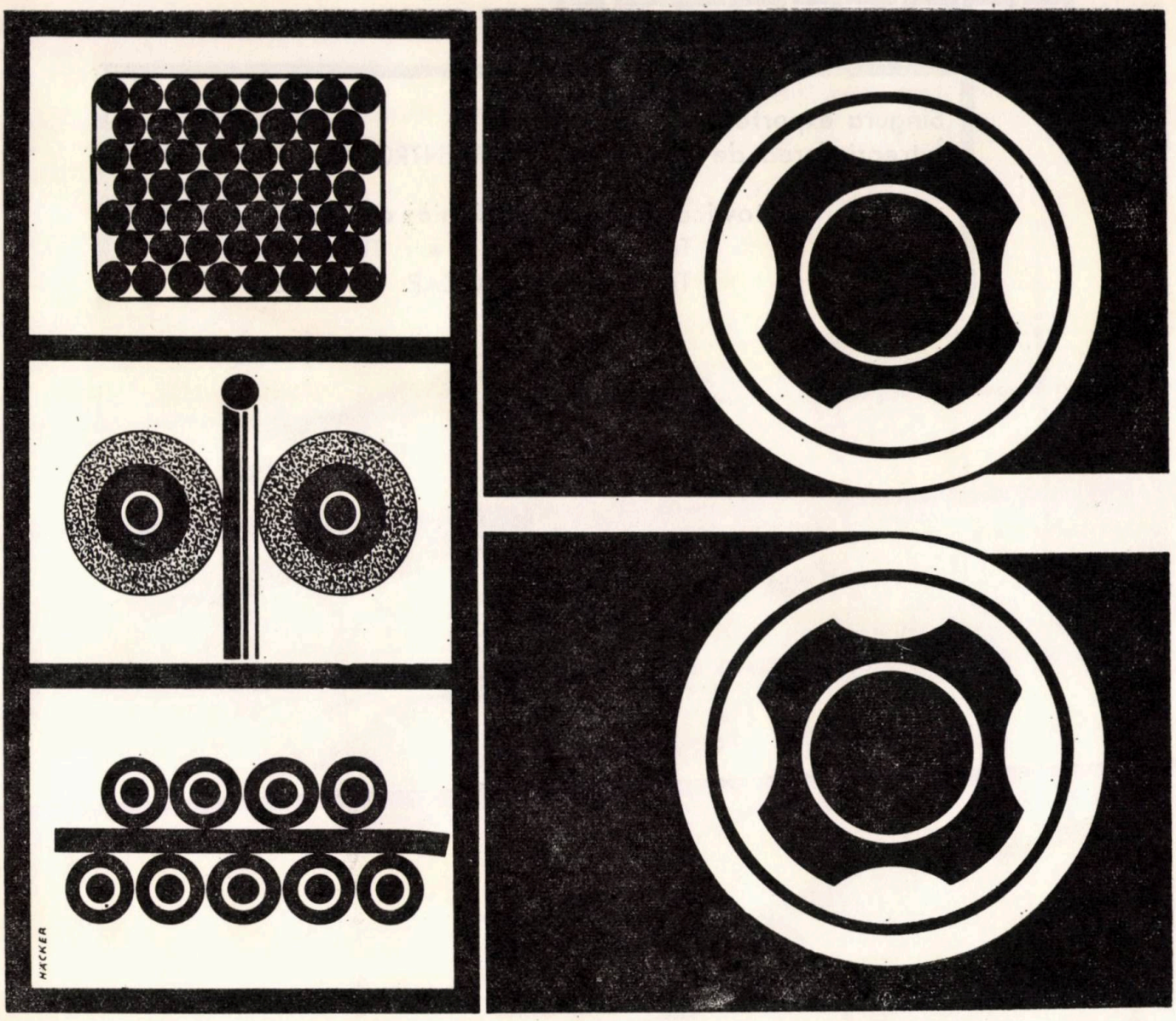
Oţelul în jurul vostru

în clădiri
în străzi şi pe şosele
în poduri
în nave
în căi ferate
în maşini
în spaţiu
în casa voastră

este oţel italsider

PUBLICOM

Finsider Group



Cum poate fi eficient raţionalizat ajustajul?

Această întrebare se află permanent pe ordinea de zi a laminoarelor. Şi pe noi ne preocupă de mult această problemă şi am găsit rezolvarea ei convingătoare printr-o automatizare cît mai extinsă. Este vorba despre instalaţia noastră nouă de ajustare a oţelului aliat în bare ; gama dimensională a diametrelor de la 16 la 60 mm şi lungimea de la 3 la 6 m.

Domeniul de activitate la linia tehnologică a instalaţiei întregi cuprinde: îndreptarea, sortarea, debavurarea, încercarea, separarea, şlefuirea pentru curăţare, cîntărirea, marcarea, ambalarea şi legarea. Toate procesele de lucru pot fi mecanizate în regim continuu sau după cerinţe, pe operaţiuni individuale.

Avantajele sînt evidente : înlăturarea muncii fizice, grele, însemnată economie de forţă de lucru şi creşterea considerabilă a capacităţii de producţie.

Pentru prima oară expunem calea modernă către raţionalizarea temeinică a ajustajelor. Aceasta înseamnă înlăturarea poziţiilor slabe din panoul preţurilor de cost ale laminoarelor.

În legătură cu amănuntele care vă vor interesa, vă informăm sub indexul Ku. 7/69.

VEB SCHWERMASCHINENBAU „ERNST THÄLMANN", DDR — 3011 MAGDEBURG-BUCKAU

INFORMAŢII:

Ambasada R.D.G. din
R. S. ROMÂNIA
Secţia comercială
TKB Invest Export
Bucureşti, Calea Dorobanţilor 14

PUBLICOM

INVEST EXPORT

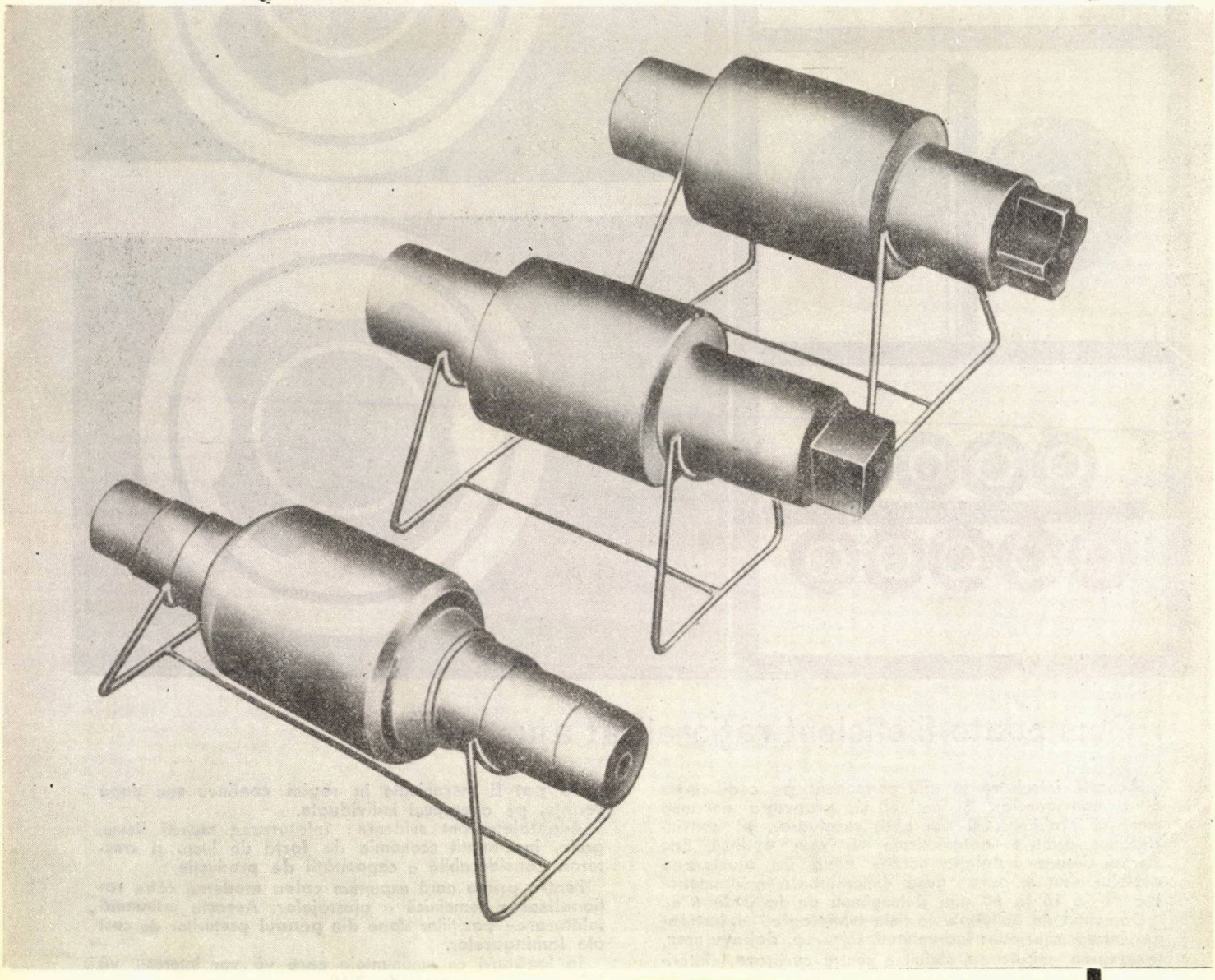
**Volkseigener Aussenhandelsbetrieb
der Deutschen Demokratischen Republik
DDR — 108 Berlin, Taubenstrasse 7/9**

**Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diai dd**

centrozap

Singura exportatoare
Întreprinderea de comerț exterior CENTROZAP

Katowice, Ligonia 7, Polonia • Cutia poștală 825
Telefon 513-401 • Telex 31-416
Telegr.: CENTROZAP Katowice



CENTROZAP

Exportă cilindri din:

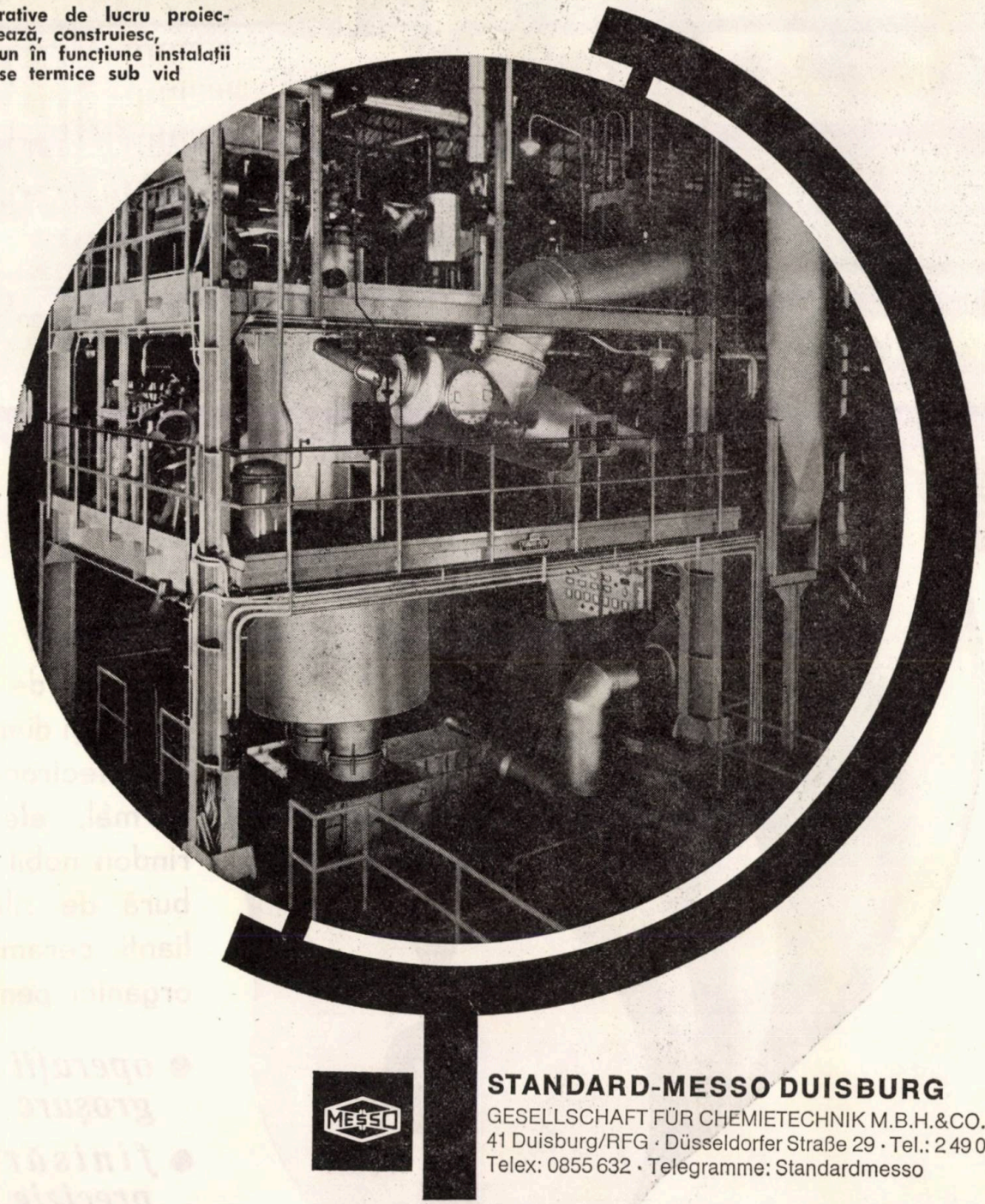
- FONTĂ SEMIDURĂ
- FONTĂ DURĂ
- FONTĂ CU GRAFIT NODULAR
- OȚEL TURNAT
- OȚEL FORJAT NORMALIZAT
- OȚEL FORJAT CĂLIT
- CU OPRITOARE (BOLARDE) CUPLATE

PUBLICOM

30 de oțelării din întreaga lume vor aplica în anul 1969 modernul procedeu RH de degazificare sub vid.
Cunoscutele sale avantaje sînt :
condiții optime de reacție și degazificare datorită suprafeței mari ;
control continuu al procesului de degazificare, cu ajutorul aparatelor speciale de măsură; aliere sub vid cu pînă la 5% adaosuri de aliere ;
instalației de încălzire pentru menținerea constantă a temperaturii în vasul de tratare ;
pierderi minime în timpul tratamentului sub vid ;
nu este necesară o încălzire suplimentară a topiturii ;
preț de producție scăzut, datorită durabilității prelungite a căptușelii ;
mare siguranță de exploatare, verificată în peste 60 de instalații de vid MESSO.

Specialiștii firmei STANDARD-MESSO contribuie, prin acordarea de asistență tehnică, la soluționarea problemelor specifice în toate țările lumii

Grupuri operative de lucru proiectează, calculează, construiesc, livrează și pun în funcțiune instalații pentru procese termice sub vid



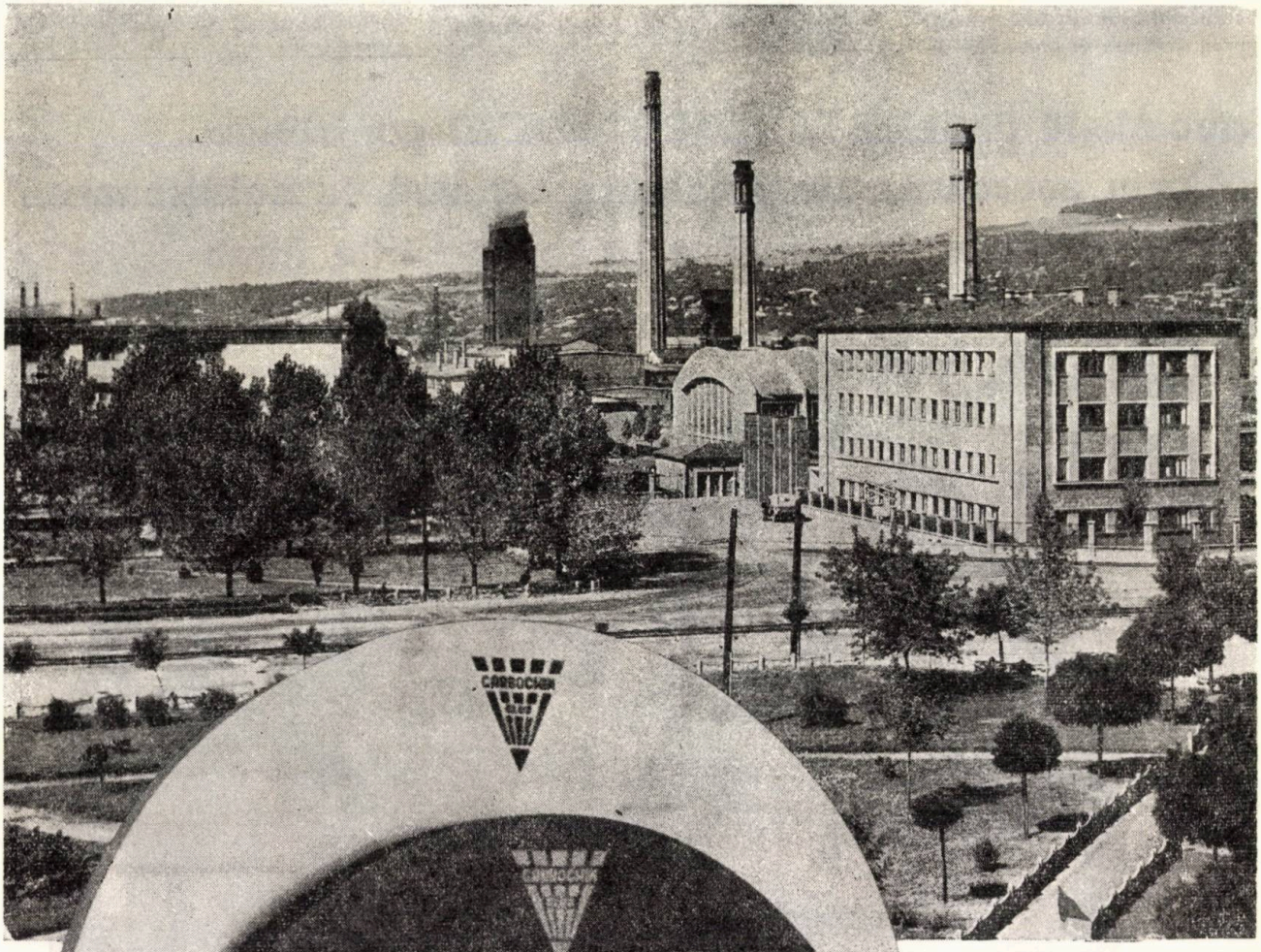
STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg/RFG · Düsseldorfer Straße 29 · Tel.: 2 49 06
Telex: 0855 632 · Telegramme: Standardmesso

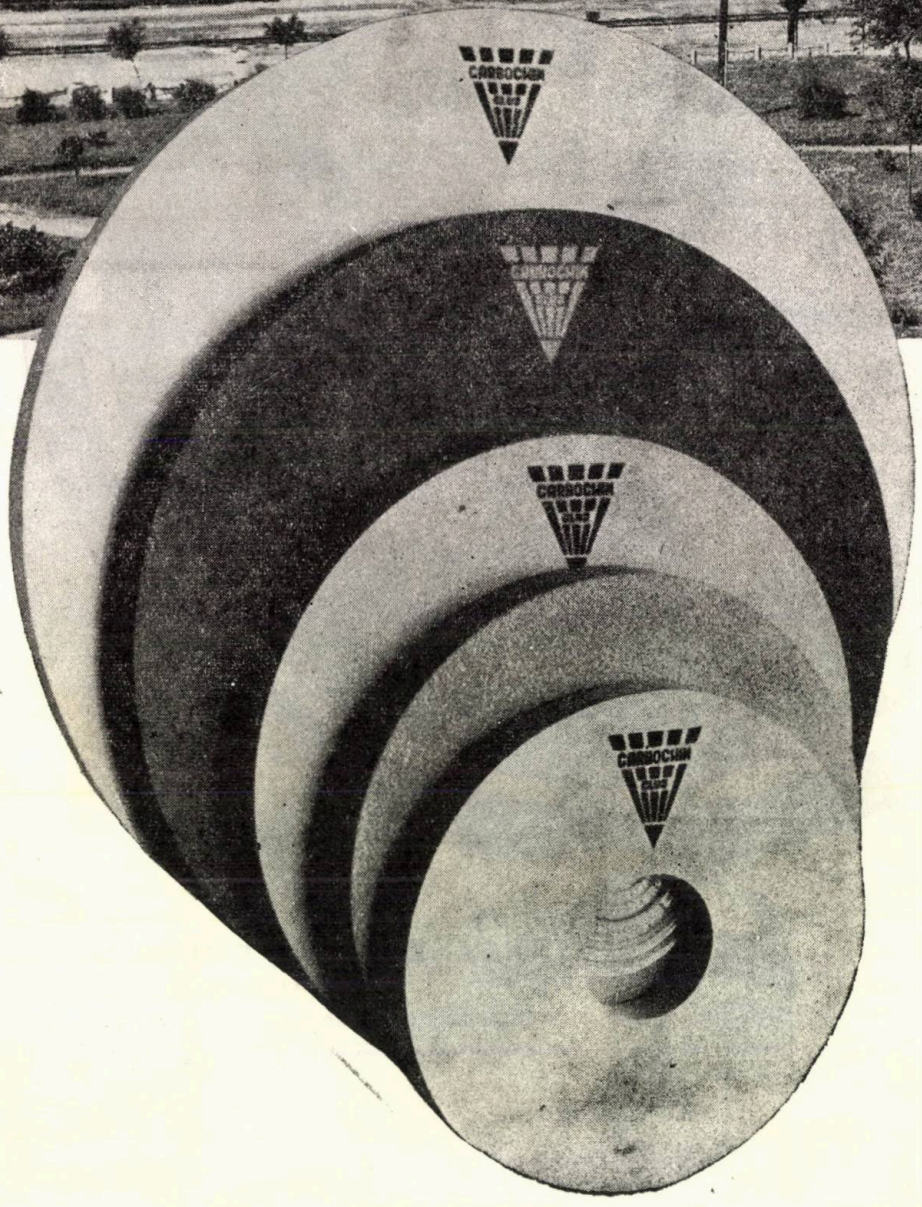
PUBLICOM

Întreprinderea industrială de stat

„CARBOCHIM"

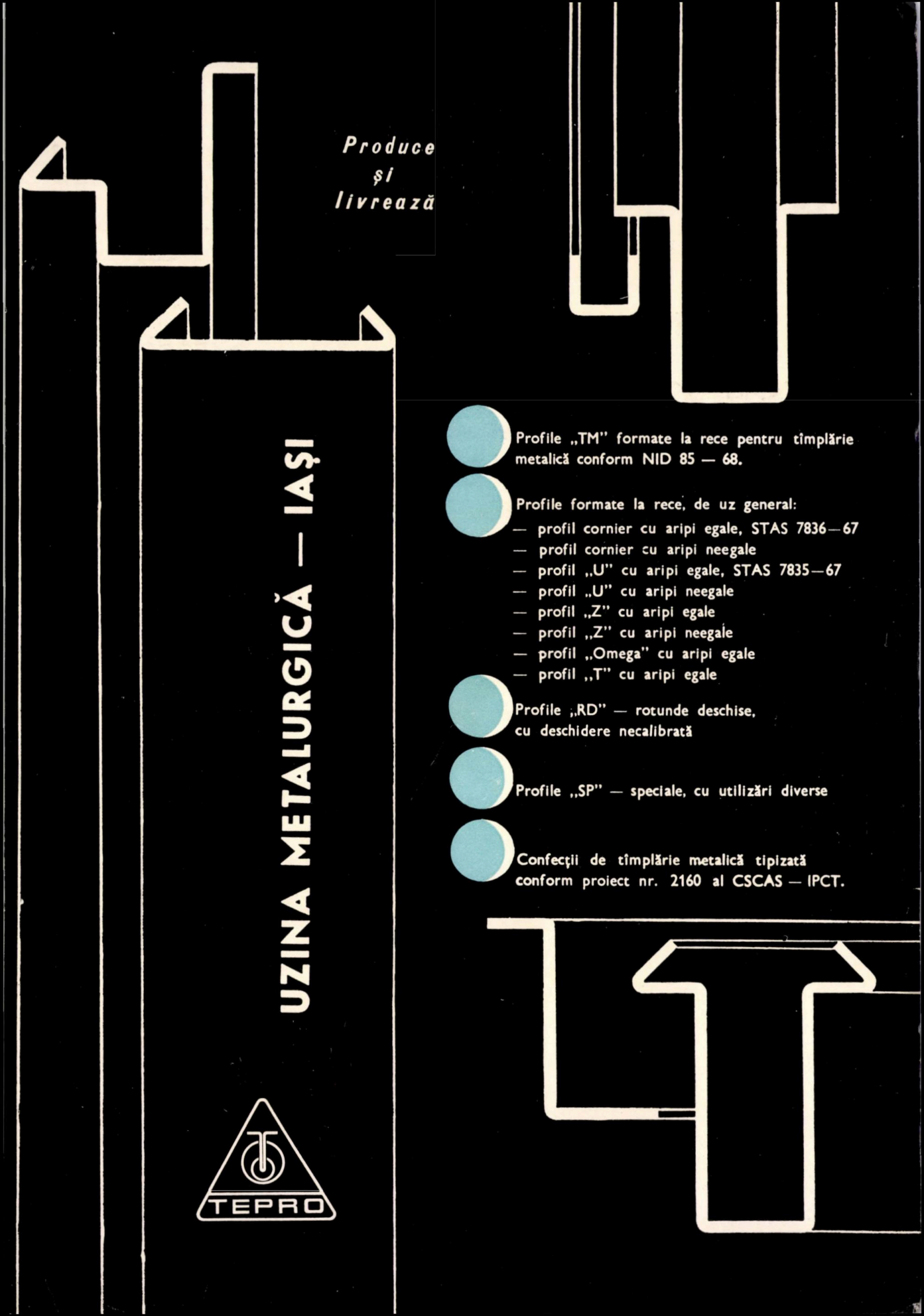
Cluj • Piaţa 1 Mai nr. 3 • Telefon 1.22.06





Execută corpuri abrazive de diferite forme şi dimensiuni, din electrocorindon normal, electrocorindon nobil şi carbură de siliciu cu lianţi ceramici sau organici pentru:

- *operaţii de degroşare*
- *finisări de precizie*
- *lustruirea suprafeţelor etc.*



Produce
și
livrează

UZINA METALURGICĂ — IAȘI

- Profile „TM" formate la rece pentru tîmplărie metalică conform NID 85 — 68.
- Profile formate la rece, de uz general:
  - — profil cornier cu aripi egale, STAS 7836—67
  - — profil cornier cu aripi neegale
  - — profil „U" cu aripi egale, STAS 7835—67
  - — profil „U" cu aripi neegale
  - — profil „Z" cu aripi egale
  - — profil „Z" cu aripi neegale
  - — profil „Omega" cu aripi egale
  - — profil „T" cu aripi egale
- Profile „RD" — rotunde deschise, cu deschidere necalibrată
- Profile „SP" — speciale, cu utilizări diverse
- Confecții de tîmplărie metalică tipizată conform proiect nr. 2160 al CSCAS — IPCT.

TEPRO

1970 JAN

CENTROTECNICA

Sectorul pentru export:

TRIULZI • CITITALIA • AT2 • T.C.S.

- Mașini pentru turnare sub presiune pentru aliaje neferoase, cu acționare dinamică cu ulei, cu cameră caldă — cu cameră rece (orizontale și verticale) cu o capacitate de la 10 la 3 000 t.
- Mașini speciale pentru turnare sub presiune „Rotor-cast" pentru producerea rotorilor pentru motoare electrice.
- Prese speciale „Trim", rapide, pentru tăierea bavurilor rezultate din turnare.
- Prese hidraulice pentru ambutisarea tablelor.
- Prese speciale pentru presare și matrițare de la 1 000 la 2 000 t.
- Prese de extruziune pentu aliaje neferoase, cu o putere de maximum 1 200 t

Organizația noastră vă stă la dispoziție pentru a vă trimite cataloage și oferte.

CENTROTECNICA

Strada Domenichino 7 — 20149 Milano — Italia

Telefon 43-55-20 — 43-55-41 — Telex 33212 CENTRON

E3280

METALURGIA

10

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XX • NR. 10 • OCTOMBRIE 1969

COMBINATUL SIDERURGIC Hunedoara

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

— rotunde cu diametrul de 10 — 180 mm
— cornier de 20 x 20 — 150 x 150 mm
— I şi U normale:
I 18 — I 24
U 6,5 — U 24
— I şi U economice:
I 18 E — I 24 E
U 18 E — U 24 E
— late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
— benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
— fagle, brame pentru forje, de 70 x 70 — 400 x 400 mm
— profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

E 3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 10 Octombrie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Urseanu A. şi *Bocean V.*: **Reducerea consumului specific de coes prin folosirea unui aglomerat cu indice de bazicitate de 0,8—1,15** 493

Sporea I., Cornut Al., Cristuinea C. şi *Pilly N.*: **Îmbunătăţirea proprietăţilor fontelor de turnal, destinate turnătoriilor, prin tratare cu microadaosuri** 497

Popescu V.I.: **Influenţa coroiajului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor aliate de construcţie** 502

Baicu Ştefania: **Consideraţii privind deformaţiile la tratamentul termic al oţelurilor de cementare pentru roţi dinţate** 505

Turbuţiu I., Reinhorn Gabriela şi *Corciovei Emilia*: **Influenţa regimului de coacere asupra calităţii electrozilor siderurgici** 513

REALIZĂRI TEHNICE

Bâscoveanu I.: **Cuptor de topire cu arc electric în vid sau în atmosferă de gaz inert** 518

Mustăcescu Erica şi *Morait Margareta*: **Determinarea neodimului şi praseodimului din mişmetal** . . . 520

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. şi *Suciu O.*: **Sistem automatizat de urmărire a disciplinei contractuale în întreprinderile metalurgice. Sistemul de codificare utilizat** 522

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Vulcu V. şi *Samoilă C.*: **Posibilităţi de utilizare a plăcilor din aşchii de lemn (P.A.L.) în construcţia de modele** 525

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Hătărăscu Ov. şi *Stoicovici E.*: **Procedee actuale pentru fabricarea pulberii de fier prin metoda reducerii directe** 530

Oproiu Gh. şi *Popescu M.*: **Caracteristicile ţevilor din oţel fără sudură utilizate la temperaturi ridicate** 535

CRONICĂ 544

RECENZII . . . . . 501 şi 546

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România – Filiala Sector 1. M.I.M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23–25. Buc. c. 3765

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.12/16

Urseanu A. et *Bocean V.* : **La réduction de la consommation spécifique de coke par l'emploi d'un aggloмérat à indice de basicité de 0,8—1,15.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 493 — 496

CD 621.74 : 669.131.6

Sporea I., Cornut Al., Cristuinea C. et *Pilly N.* : **L'amélioration des propriétés des fontes de haut fourneau pour fonderies, par un traitement à microadditions.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 497 — 501

CD 669.14.018.292

Popescu V.I. : **L'influence du corroyage sur les propriétés mécaniques des aciers alliés de construction.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 502 — 504

CD 621.78 : 669.14.018.298.2

Baicu Ștefania : **Considérations sur les déformations survenues lors du traitement thermique des aciers de cémentation pour roues dentées.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 505 — 512

CD 621.3.035.222.2

Turbuțiu I., Reinhorn Gabriela et *Corciovei Emilia* : **L'influence du régime de la cuisson sur la qualité des électrodes sidérurgiques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 513 — 517

CD 621.745.555

Băscoveanu I. : **Four de fusion, à arc électrique, sous vide ou en atmosphère de gaz inerte.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 518 — 519

CD 669.018. 24 : 543.062 : 669.856.857

Mustăcescu Erica et *Morait Margareta* : **La détermination du néodyme et du praséodyme contenus dans mischmetal.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 520 — 521

CD 669.013.5 : 338.062 — 52

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. et *Suciu O.* : **Système automatisé pour contrôler la discipline contractuelle dans les entreprises métallurgiques.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 522 — 524

CD 621.744.072

Vulcu V. et *Samoilă C.* : **Possibilités d'utilisation des panneaux agglomérés en copeaux de bois dans la construction des modèles.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 525 — 529

CD 621.672.2.669.181

Hălărăscu Ov. et *Stoicovici E.* : **Procédés actuels pour la fabrication de la poudre de fer par la méthode de la réduction directe.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 530 — 534

CD. 669.14—462: 621.774.3

Oproiu Gh. et *Popescu M.* : **Les caractéristiques des tubes en acier, sans soudure, employés aux hautes températures.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 535 — 543

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.12/16

Урсяну А. и *Бочан В.*: **Снижение удельного расхода кокса путем применения агломерата с основностью 0,8—1,15.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 493 — 496

ДК 621.74 : 669.131.6

Споря И., Корнут А., Кристиня К. и *Пилли И.*: **Повышение свойств доменных чугунов предназначенных для литья, путем обработки микродобавками.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 497 — 501

ДК 669.14.018.292

Попеску В. И.: **Влияние обжатия на механические свойства конструкционных легированных сталей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 502 — 504

ДК 621.78 : 669.018.298.2

Байку Штефания: **О деформациях при термообработке цементуемых сталей для зубчатых колес.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 505 — 512

ДК 621.3.035.222.2

Турбуциу И., Райнгорн Габриелла и Корчвей Эмилия: **Влияние режима обжига на качество электродов для черной металлургии.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 513 — 517

ДК 621.745.555.

Высковяну И.: **Плавильная электродуговая печь с вакуумом или атмосферой инертного газа.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 518 — 519

ДК 669.018.24 : 543.062 : 669.856.857

Мустэческу Эрика и *Мораит Маргарета:* **Определение неодима и празеодима в мишметалле.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 520 — 521

ДК 669.1.013.5 : 338.062–52

Добрин И., Кирика К., Сунда И. и *Сучиу О.*: **Автоматизированная система для контроля соблюдения договорной дисциплины в металлургических предприятиях. Применяемая система кодирования.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 522 — 524

ДК 621.744.072

Вулку В. и *Самоилэ К.*: **Возможность использования плит из деревянной стружки в производстве моделей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 525 — 529

ДК 621.762.2 : 669.181

Хэтэрэску О. и *Стойкович Е.*: **Современные способы производства железного порошка путем прямого восстановления.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 530 — 534

ДК 669.14 — 462: 621.774.3

Опрою Г. И Попеску М.: **Характеристики стальных бесшовных труб, используемых при повышенных температурах.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 535 — 543

INHALT

DK 669.162.12/.16

Urseanu A. und *Bocean V.*: **Verminderung des spezifischen Koksverbrauches mittels Verwendung eines Sinters mit einem Basitätsbeiwert von 0.8 bis 1.15.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 493 – 496

DK 621.74 : 669.131.6

Sporea I., Cornut Al., Cristuinea C. und *Pilly N.*: **Verbesserung des Hochofenroheisens mittels Mikrozusatzbehandlung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 497 – 501

DK 669.14.018.292

Popescu V.I.: **Einfluss des Schmiedegrades auf die mechanischen Eigenschaften der legierten Baustähle**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 502 – 504

DK 621.78 : 669.14.018.298.2

Baicu Ştefania: **Über die Wärmebehandlungsverformung der Einsatzstähle für Zahnräder.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 505 – 512

DK 621.3.035.222.2

Turbuţiu I., Reinhorn Gabriela und *Corciovei Emilia*: **Einfluss der Brennverhältnisse auf die Qualität der Elektroden.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 513 – 517

DK 621.745.555

Băscoveanu I.: **Lichtbogenschmelzöfen mit Vakuum oder mit Inertgasatmosphäre.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 518 – 519

DK 669.018.24 : 543.062 : 669.856/.857

Mustăcescu Erica und *Morait Margareta*: **Bestimmung des Mischmetalls Neodym- und Praseodymgehaltes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 520 – 521

DK 669.1.013.5 : 338.062 – 52

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. und *Suciu O.*: **Automatische Überwachung der Auftragsfolge in Hüttenwerke. Verschlüsselungsystem.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 522 – 524

DK 621.744.072

Vulcu V. und *Samoilă C.*: **Holzspannplatten — Anwendungsmöglichkeit für Gusmodellenfertigung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 525 – 529

DK 621.762.2 : 669.181

Hătărăscu Ov. und *Stoicovici O.*: **Gegenwärtige Verfahren für die Eisenpulverfertigung durch unmittelbare Reduktion.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 530 – 534

DK 669.14 – 462 : 621.774.3

Oproiu Gh. und *Popescu M.*: **Kennziffern der nahtlohsen Stahlröhren für Hochtemperaturen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 535 – 543

CONTENTS

DC 669.162.12/.16

Urseanu A. and *Bocean V.*: **Decrease of specific coke consumption by utilization of a sinter with 0.8 — 1.15 basicity index.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 493 — 496

DC 621.74 : 669.131.6

Sporea I., Cornut Al., Cristuinea C. and *Pilly N.*: **Improvement of foundry pig iron propertiers by micro-addition treatment.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 497 — 501

DC 669.14.018.292

Popescu V.I.: **The effect of the forging degree on the mechanical properties of structural alloy steels.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 502 — 504

DC 621.78 : 669.14.018.298.2

Baicu Ştefania: **Considerations on the distortion occuring during heat treatment of the case-hardening steels forgears.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 505 — 512

DC 621.3.035.222.2

Turbuţiu I., Reinhorn Gabriela and *Corciovei Emilia*: **Influence of burning conditions on quality of siderurgical electrodes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 513 — 517

DC 621.745.555

Băscoveanu I.: **Electric-arc melting furnace with vacuum or inert-gas atmosphere.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 518 — 519

DC 669.018.24 : 543.062 : 669.856/.857

Mustăcescu Erica and *Morait Margareta*: **Estimation of neodymium and praseodymium in mixed metal.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 520 — 521

DC 669.013.5 : 338.062 — 52

Dobrin I., Chirica S., Sunda I. and *Suciu O.*: **Automatic order tracking system for metallurgical plants.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 522 — 524

DC 621.762:2.669.181

Vulcu V. and *Samoilă C.*: **On the possibility of using chipboards in the design of patterns.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 525 — 529

DC 621.672.2 : 669.181

Hătărăscu Ov. and *Stoicovici O.*: **Present procedures of iron powder production by direct reduction.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 10, p. 530 — 534

DC 669.14 — 462:621.774.3

Oproiu Gh. and *Popescu M.*: **Characteristics of weldless steel tubes for high temperatures.**

Metalurgia, 21 (1969, nr. 10, p. 535 — 543

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 10
OCTOMBRIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Reducerea consumului specific de cocs prin folosirea unui aglomerat cu indice de bazicitate de 0,8 – 1,15

Ing. A. URSEANU şi ing. V. BOCEAN
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.162.12/16

LA RÉDUCTION DE LA CONSOMMATION SPÉCIFIQUE DU COKE PAR L'EMPLOI D'UN AGGLOMÉRAT À INDICE DE BASICITÉ DE 0,8 À 1,15

L'article présenté se propose de réduire la consommation spécifique du coke dans le haut fourneau par l'augmentation de la basicité de l'agglomérat.

Dans la charge des hauts fourneaux, l'agglomérat participe dans une proportion de 80—85%; au cours des expériences exécutées, la basicité (la valeur du rapport $CaO : SiO_2$) a été modifiée de 0,8 à 1,15.

À la suite des essais effectués dans le haut fourneau, portant sur les différentes qualités de l'agglomérat, on a obtenu, en augmentant la basicité jusqu'à 1,15, des valeurs moindres pour la consommation spécifique du coke, valeurs qui ont atteint 617 kg/t.

DECREASE OF SPECIFIC COKE CONSUMPTION BY UTILIZATION OF A SINTER WITH 0.8–1.15 BASICITY INDEX

Following research aimed to reduce specific coke consumption in blast furnace, through sinter basicity increase.

In blast furnace charge sinter amounts 80—85%; experiments were performed by varying basicity ($CaO : SiO_2$ ratio) within the 0.8—1.15 range.

As a results of blast furnace charging with various sinter qualities, a basicity increase up to 1.15 led to lower specific coke consumption: down to 617 kg/t.

Verificarea practică a efectului creşterii bazicităţii aglomeratului asupra consumului specific de cocs şi determinarea valorii optime a raportului $CaO : SiO_2$ a aglomeratului au fost efectuate la furnalul nr. 2 de 700 m³ de la Combinatul siderurgic—Reşiţa.

În vederea reducerii consumului specific de cocs şi a îmbunătăţirii indicatorilor tehnico-economici ai furnalului este necesară reducerea consumului specific de calcar brut din încărcătură.

Eliminarea parţială a calcarului din încărcătura furnalului, prin folosirea aglomeratului autofondant cu bazicitate ridicată, duce la un mers mai uniform al furnalului, datorită unei repartizări uniforme a oxidului de calciu în încărcătură, utilizării unui aglomerat autofondant cu fuzibilitate şi reductibilitate care pot fi menţinute în limite mai restrînse, obţinîndu-se astfel o zgură primară fluidă care duce la micşorarea coeficientului de frecare dintre zgură şi gaze deci înlătură în mare măsură mersul greu cu agăţări.

Disocierea calcarului în furnal are loc conform reacţiei :

$$CaCO_3 \rightarrow CaO + CO_2 - 42\,520 \text{ kcal} \quad (1$$

Timpul de disociere completă a calcarului depinde de mărimea bucăţilor, adică scade o

Tabela 1

Indice de bazicitate mediu, %	Durata, zile
0,800	30
0,970	29
1,07	30
1,147	7

Tabela 2

Parametrul de funcţionare	Perioada			
	I	II	III	IV
Producţia zilnică, %	100	105,41	106,91	96,82
Indicele de utilizare, $t/m^3 \cdot zi$	1,408	1,484	1,505	1,363
Compoziţia chimică medie a fontei :				
Si, %	0,900	0,900	0,912	0,660
Mn, %	0,5	0,412	0,476	0,384
S, %	0,028	0,035	0,031	0,067
Consumul specific de cocs tehnic efectiv, kg/t	652	624	617	622,59
Intensitatea de ardere a cocsului, $t/m^3 \cdot zi$	0,9179	0,926	0,9286	0,8487
Intensitatea de ardere a carbonului, $t/m^3 \cdot zi$	0,8757	0,8576	0,8813	0,8079
Parametrii aerului insuflat în furnal :				
— debitul, Nm^3/t	1 874	1 939	1 924	1 948
— presiunea la gurile de vînt, at	1,57	1,58	1,54	1,45
— temperatura, °C	1 016	1 006,55	991,33	1 002
Debitul de gaz metan, Nm^3/t	95,94	91,70	95,13	93,47
Încărcătura specifică totală, din care :	2 413,12	2 243,00	2 209,00	2 355,44
— aglomerat autofondant, kg/t	1 946,80	1 876,00	1 907,5	1 963,44
— minereu şi adaosuri metalice, kg/t	142,02	153,7	166,95	261,75
— calcar, kg/t	324,3	222,7	145,22	130,72
Proporţia de aglomerat din încărcătură, %	80,3	83,2	85,3	83,3
Caracteristicile aglomeratului:				
— granulaţia, % 0—5 mm	21,6	22,4	22,3	21,5
5—10 mm	24,9	26,1	25,9	24,5
10 mm	53,5	51,5	51,8	54,0
— indicele de bazicitate $CaO:SiO_2$	0,80	0,98	1,07	1,147
— conţinutul de FeO, %	12,88	12,24	11,66	11,17
— conţinutul de Fe, %	47,00	47,19	46,08	45,03
Scoaterea de fontă, %	41,44	44,59	45,26	42,41
Cantitatea de praf de furnal, kg/t	35,5	42,9	33,0	29,9
Cantitatea de zgură, kg/t	778,2	710,44	679,0	769,5
Bazicitatea zgurei, $CaO:SiO_2$	1,125	1,146	1,170	1,130
Compoziţia zgurei :				
CaO, %	45,43	45,50	45,80	45,27
SiO_2, %	40,36	39,70	39,12	39,87
Parametrii gazului de furnal :				
— presiunea la gură, at	0,620	0,625	0,610	0,607
— temperatura la gură, °C	276	294	248	274
Compoziţia chimică :				
CO_2, %	12,03	12,74	11,70	12,47
CO, %	25,70	24,50	24,60	23,27
H_2, %	5,80	5,90	5,80	4,68

dată cu temperatura şi creşte o dată cu mărimea bucăţilor.

Bioxidul de carbon rezultat din disocierea calcarului duce la o diminuare a concentraţiei oxidului de carbon, fapt care are ca efect micşorarea capacităţii de reducere a gazului; totodată, bioxidul de carbon care se formează prin disocierea calcarului între 900 şi 950°C intră în reacţie cu carbonul din cocs, conform reacţiei:

$$CO_2 + C = 2\,CO - 37\,710\ \text{kcal} \qquad (2)$$

reacţie care se desfăşoară cu consum de căldură, deci cu creşterea consumului de cocs.

Pentru eliminarea acestui incovenient s-a căutat să se înlăture parţial calcarul din încărcătură, ceea ce s-a putut realiza prin înlocuirea lui cu cantităţi echivalente de calcar prezent în aglomeratul autofondant astfel, încît bazicitatea zgurei să rămînă în limitele prescrise. Utilizarea aglomeratului autofondant în proporţie ridicată în încărcătura furnalului este un mijloc eficace de reducere a consumului de cocs cît şi de creştere a productivităţii.

Folosind aglomeratul autofondant nu mai este necesar să se consume căldură pentru descompunerea calcarului. Conform reacţiei (2), în zona gurilor de vînt ajunge mai puţin carbon şi în consecinţă la arderea în creuzet se va dezvolta o cantitate mai mică de căldură, în conformitate cu reacţia:

$$C + 1/2\ O_2 = CO + 29\,970\ \text{kcal} \qquad (3)$$

Prin eliminarea calcarului din încărcătură consumul de combustibil scade, datorită micşorării cantităţii de gaze care se formează şi cantitatea totală de căldură antrenată de gazele de furnal evacuate, fapt ce duce la reducerea consumului de cocs.

După A.N. Ramm, în cazul folosirii aglomeratului autofondant, consumul de cocs scade cu circa 0,4 kg/kg calcar eliminat din încărcătură.

În urma experimentărilor efectuate rezultă că, consumul de cocs corespunzător unui kilogram de calcar este mai mic, de ordinul 0,10—0,15, decît mărimea calculată de A.N. Ramm şi variază de la furnal la furnal.

Pentru a stabili efectul utilizării aglomeratului autofondant cu bazicitate mai ridicată, prin determinarea cantităţii de cocs care se poate reduce, s-au făcut încercări introducînd în furnal aglomerat a cărui bazicitate a fost cuprinsă între 0,8 şi 1,147.

Durata încercărilor şi bazicitatea aglomeratului din fiecare perioadă este arătată în tabela 1.

Parametrii de funcţionare a furnalului nr. 2, în care au fost făcute experimentările în diferite perioade, sînt arătaţi în tabela 2.

Schimbarea condiţiilor de lucru în perioada de cercetare a determinat efectuarea unor corecţii care sînt redate în tabela 3.

Tabela 3

Indicatori de corecţie	Perioada			
	I	II	III	IV
Consumul de cocs tehnic efectiv, kg/t	652	624	617	622,5
Corecţia de cocs tehnic la scoatere, ∓1 % scoatere = = ± 11 kg cocs/t	—	+25,19	+24,035	−10,12
Corecţia de cocs tehnic la temperatura aerului, ±100°C = = ∓30 kg cocs/t	—	−2,83	−7,4	−4,2
Corecţia de cocs tehnic la gazul metan, ± 1Nm³ gaz metan = ∓ ∓ 1 kg cocs/t	—	−4,24	−0,81	−2,465
Corecţia de cocs tehnic la siliciu, ± 1 % Si = ± ± 50 kg cocs/t	—	—	−0,6	+12
Corecţia de cocs tehnic la mangan, ±1 %Mn = = ∓ 1 kg cocs/t	—	+1,32	+0,36	+1,74
Corecţia de cocs tehnic la cenuşă, ± 10 kg cenuşă = = ± 10 kg cocs/t	—	+1,73	+0,64	+2
Corecţia de cocs tehnic la sulf, ∓ 0,1 %S = = ± 10 kg cocs/t	—	−2,0	−1,0	−5,5
Consumul de cocs corectat, kg/t	652	643,18	632,22	616,045
Diferenţa faţă de perioada I, kg/t	—	8,820	19,780	35,955
Diferenţa faţă de perioada I, %	—	1,352	3,04	5,53

Aceste corecţii au fost făcute pe baza datelor din literatură, cu excepţia factorului de corelaţie pentru scoatere, care a fost obţinut prin prelucrarea statistică a datelor proprii (fig. 1), din care a rezultat ecuaţia dreptei de regresie:

$$J = 11{,}31058X + 1\,129{,}0899,$$

în care :

J este consumul specific de cocs tehnic, kg/t ;

X — scoaterea, %.

Din figura 1 se poate vedea că, pentru creşterea cu 1% a scoaterii, consumul specific de cocs scade cu 11 kg/t.

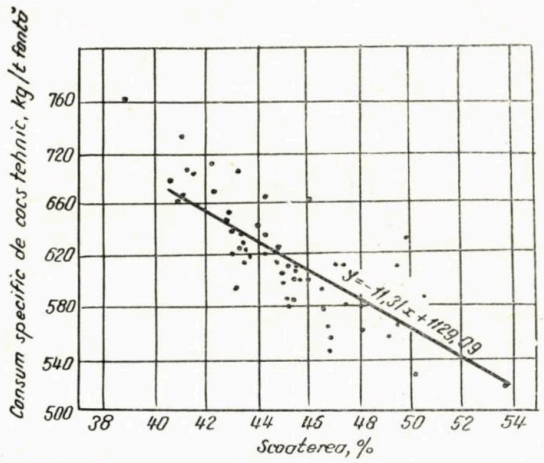


Fig. 1. Influenţa scoaterii asupra consumului specific de cocs tehnic.

Conţinutul mediu de fier al aglomeratului este mai scăzut în perioadele a III-a şi a IV-a, datorită acestui conţinut în minereurile utilizate şi, în parte, creşterii bazicităţii lui.

Calculînd scoaterea de fontă din încărcătura totală în care calcarul a fost considerat numai prin aportul său de oxid de calciu, rezultă că cea mai săracă încărcătură din punct de vedere al conţinutului de fier este aceea din perioada a IV-a.

Aceasta explică diferenţa în plus a consumului specific de cocs din perioada a II-a, cînd, deşi bazicitatea a fost mai mică (1,071) s-a înregistrat totuşi cel mai scăzut consum, specific de cocs.

În ceea ce priveşte granulaţia aglomeratului în perioada a IV-a, aceasta este comparabilă cu cea din prima perioadă, cu o uşoară deplasare înspre fracţiile mai mari. Ca atare, şi din punct de vedere al granulaţiei aglomeratului introdus în furnal creşterea bazicităţii apare favorabilă.

Din punct de vedere calitativ, cocsul utilizat în cele patru perioade este comparabil.

Conţinutul de apă a fost mai ridicat în perioada a III-a. Rezistenţa cocsului, deşi întotdeauna fracţia de 40 mm a fost mai mare de 70%, a înregistrat din prima zi din ultima perioadă o uşoară scădere.

În perioada a IV-a s-a obţinut cea mai scăzută valoare a indicelui de utilizare a furnalului datorită conţinutului mai scăzut de fier al încărcăturii şi intensităţii de ardere mai reduse. În această perioadă s-a încărcat cu circa 100 kg/t mai mult minereu decît în cele precedente.

După cum se vede din tabela 3, prin creşterea bazicităţii medii a aglomeratului, de la 0,80 la 1,15, consumul specific (corectat) la condiţiile primei perioade scade de la 632 la 616 kg/t.

De altfel, se poate remarca şi faptul că în perioada a III-a (în condiţii diferite de scoatere), s-a obţinut un consum specific de cocs de 617 kg/t.

Creşterea bazicităţii aglomeratului a avut efecte pozitive asupra mersului furnalului, acesta avînd o funcţionare normală, cu utilizarea mai bună a energiei chimice a gazului de furnal, ceea ce se manifestă prin scăderea continuă a proporţiei de oxid de carbon.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobrovici D., Prisecaru I. şi Banciu M. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[2] Briscan D. *Tehnologia produselor de fontă.* Bucureşti, Editura tehnică.

[3] Overkott E., Qnade G. şi Willems J. *Uber die Druckerweichung von Sintern mit unterschiedlichem Basengrad.* Stahl und Eisen, nr. 18, 1966.

[4] Winzer G. şi Schmitz K. H. *Einfluss des Basengrades auf die Eigenschaften von Sinter.* Stahl und Eisen, nr. 8, 1967.

[5] Wavynski G. *Progrès réalisés dans le domaine des hauts fourneaux et de la production de la fonte au Japon.* C.D.S. nr. 5, 1967.

Îmbunătăţirea proprietăţilor fontelor de furnal, destinate turnătoriilor, prin tratare cu microadaosuri

Ing. I. SPOREA, ing. AL. CORNUT, ing. C. CRISTUINEA şi N. PILLY
Institutul politehnic—Timişoara
Uzina „Victoria" — Călan

CZ 621.74:669.131.6

L'AMÉLIORATION DES PROPRIÉTÉS DES FONTES DE HAUT FOURNEAU POUR FONDERIES, PAR UN TRAITEMENT À MICROADDITIONS

On étudie l'influence qu'a le traitement des fontes de haut fourneau à microadditions sur leurs propriétés mécaniques. Le traitement s'est révélé très efficace ; on a obtenu une augmentation des propriétés mécaniques allant jusqu'à 80%, due surtout à l'amélioration de la forme du graphite et à l'élimination du graphite primaire.

IMPROVEMENT OF FOUNDRY PIG IRON PROPERTIES BY MICROADDITION TREATMENT

The paper studies the effect of pig iron microaddition treatment on the mechanical properties of the iron. The treatment has proved highly efficient, increasing the overall mechanical properties by up to 80%, particularly as a result of the improved graphite shape and of the removal of primary graphite.

Multiplele avantaje tehnico-economice pe care le prezintă piesele din fontă au dus la creşterea continuă a producţiei fontelor de turnătorie, utilizate în construcţia de maşini [1] (fig. 1), ponderea lor în producţia mondială totală a fontelor brute fiind de aproximativ 10% [2].

Una din cauzele acestor avantaje constă desigur în utilizarea cubiloului ca principal agregat de producere a fontei de turnătorie.

Cum însă aceste fonte se obţin, în majoritatea cazurilor, în cubilouri cu aer rece, este necesar să se utilizeze fonte de furnal cu grafit cît mai fin [3], [4], ştiut fiind că proprietăţile fontei şi forma grafitului din fonta de furnal se transmit pe cale ereditară [5].

Din acest motiv, la elaborarea fontelor de furnal destinate turnătoriilor se iau o serie de măsuri menite să asigure obţinerea unei mase metalice cu grafit cît mai fin [5], [6], [7]. Dintre aceste măsuri, mărirea vitezei de răcire la solidificarea fontei s-a dovedit a fi foarte eficace, găsind cea mai largă răspîndire în industrie. În afară de aceasta, în ultimul timp se utilizează şi tratarea cu diferite substanţe în stare solidă sau gazoasă, urmărindu-se în acelaşi timp şi o desulfurare avansată.

În prezenta lucrare se studiază influenţa unor microadaosuri introduse în fonta topită, după evacuarea ei din furnal, asupra formei şi proprietăţilor mecanice ale fontelor de turnătorie.

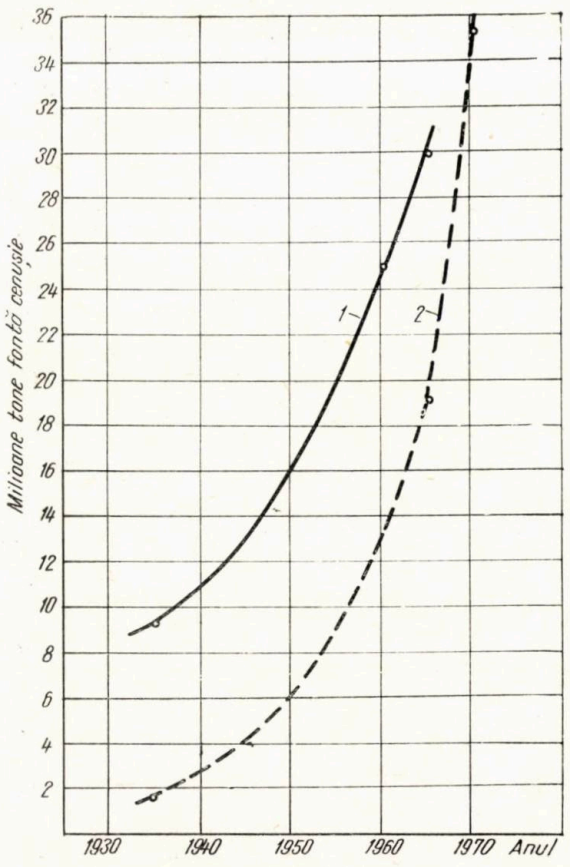


Fig. 1. Dinamica producţiei de fonte brute destinate turnătoriilor :

1 — producţia mondială de fontă ; *2* — producţia de fontă a României (în mii tone).

În tabela 1 se prezintă substanţele folosite pentru tratarea fontei de furnal destinate turnătoriilor, produsă de uzina „Victoria" — Călan.

Tabela 1

Microadaosul	Cantitatea introdusă, %	Metoda introducerii
Co + V	0,03 fiecare	pe jgheab
W + Mo	0,03 fiecare	pe jgheab
Al	0,05	sub clopot
$MgCl_2$ + SiCa	0,03 fiecare	pe jgheab
Mg	0,05	sub clopot
Ti	0,04	sub clopot
Acid boric	0,02	pe jgheab
Combinaţii de săruri *	0,05	pe jgheab

* Combinaţiile de săruri conţin 20% acid boric, 20% azotat de potasiu şi cîte 10% clorură de bariu, de zinc, de cupru, de potasiu, de calciu, de amoniu.

S-a căutat să se utilizeze microadaosuri foarte diferite ca natură fizică (recomandate de literatura de specialitate pentru turnarea curentă a pieselor în turnătorii), iar cantitatea să fie astfel aleasă încît să asigure îndepărtarea grafitului primar, fără a produce o aliere propriu-zisă [8]. Substanţele s-au ales în scopul uşurării îndepărtării incluziunilor (sărurilor), degazării (Al, SiCa), al formării de nitruri cu acţiune de inoculare (Al, Ti, SiCa), al măririi stabilităţii fazei lichide (V, Ti, Mg), al reducerii stabilităţii fazei lichide (Al, Si), urmărindu-se creşterea numărului de centre de cristalizare [9].

După tratarea cu microadaosuri s-au confecţionat probe pentru încercări mecanice. Toate probele au fost turnate în poziţie verticală, la dimensiunile Ø 30 × 350 mm, în amestec de formare crud. Fontele de furnal tratate s-au obţinut din aceeaşi încărcătură, păstrîndu-se constanţi parametrii de funcţionare a furnalului pe întreaga durată a încercărilor.

În tabela 2 se prezintă încărcătura folosită la furnal.

Consumul de cocs a fost în medie, pe 24 h, de 925 kg/t fontă, iar gazele la evacuare au avut următoarea compoziţie chimică, %: CO_2 — — 8,8; CO — 28,6; CH_4 — 0,26; H_2 — 2,7; temperatura, 290°C şi presiunea, 655 mm col. apă; presiunea aerului insuflat a fost de 650 torr, iar temperatura, de 823°C.

În tabela 3 se redă compoziţie chimică a fontelor tratate cu diferite microadaosuri (probele nr. 1, 2 ... 8) şi, comparativ, a fontelor netratate (proba nr. 0) pentru cele trei descărcări ale furnalului.

Din tabelă se remarcă o compoziţie chimică apropiată pentru toate sorturile de fonte elaborate*. Compoziţiile chimice ale zgurelor, corespunzătoare celor trei descărcări, sînt, de asemenea, foarte apropiate (tabela 4).

Tabela 3

Descărcarea	Nr. probei	Microadaosu i	Compoziţia chimică, %				
			C	Si	Mn	P	S
I	0	netratat	3,82	3,69	0,95	0,174	0,034
	1	Co + V	3,78	3,60	0,86	0,170	0,030
	2	W + Mo	3,73	3,58	0,88	0,166	0,029
	3	Al	3,86	3,62	0,80	0,165	0,025
II	0	netratat	3,52	3,70	0,90	0,165	0,036
	4	$MgCl_2$ + SiCa	3,68	3,64	0,76	0,164	0,025
	5	Mg	3,54	3,58	0,82	0,156	0,022
	6	Ti	3,59	3,62	0,78	0,157	0,032
III	0	netratat	3,79	3,65	0,83	0,178	0,028
	7	acid boric	3,65	3,70	0,79	0,176	0,026
	8	combinaţie de săruri	3,68	3,63	0,86	0,174	0,023

* Pentru încercări s-au considerat fonte brute de marcă FK4-STAS 882—65, la care pericolul apariţiei grafitului primar este mai mare, iar proprietăţile mecanice scăzute.

Tabela 2

Compoziţia chimică, %	Materialul, kg						
	Limonită Teliuc 200	Hematită Krivoi-Rog 1 200	Aglomerat autofondant 3 000	Minereu Iacobeni 40	Calcar 800	Aşchii 350	Cocs C.S.R. 2 200
SiO_2	14,77	20,79	14,96	25,84	4,70	—	—
Al_2O_3	1,00	1,24	3,75	3,34	2,83	—	—
CaO	5,78	0,96	15,39	4,30	50,19	—	—
MgO	3,57	1,01	5,10	2,22	1,50	—	—
Fe	40,57	52,17	39,71	11,53	0,27	—	—
Mn	2,30	0,06	0,27	26,70	—	—	—
P	0,037	0,055	0,166	0,305	0,099	—	—
S	0,371	0,311	0,364	1,03	—	—	1,31
Pc	12,040	1,580	3,230	3,44	41,15	—	—
Gg kgf/m³	1 820	2 111	1 860	1 920	1 580	—	470
Cenuşă	—	—	—	—	—	—	12,21
Materii volatile	—	—	—	—	—	—	2,15
Granulaţie > 25 mm	—	—	—	—	—	—	98

Tabela 4

Descărcarea	Compoziția chimică, %						
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	CaS	FeO	MnO
I	39,21	9,63	42,60	2,81	2,36	0,50	0,53
II	40,83	9,70	42,54	2,01	2,30	0,65	0,65
III	41,88	8,26	42,42	1,61	2,14	0,77	0,77

Fontele au fost tratate în jurul temperaturii de 1 380 — 1 400°C (în cazul utilizării clopotului) și turnate în probe la temperatura de 1180°C. Probele turnate conform STAS 1660—64, dar cu o lungime de 350 mm, au fost supuse încercărilor mecanice, luîndu-se ca medie trei încercări de încovoiere și trei încercări de tracțiune. Probele netratate au fost trecute în tabela 5 o singură dată (nouă probe).

Tabela 5

Starea probei	Nr. probei	σ_{ri}, kgf/mm²	σ_{rt} kgf/mm²	HB, kgf/mm²
Netratată	0	23,3	11,4	176
Tratată cu Co + V	1	27,6	14,6	168
Tratată cu W + Mo	2	24,3	11,4	171
Tratată cu Al 0,05	3	26,3	14,5	160
Tratată cu $MgCl_2$ + SiCa	4	36,1	17,9	170
Tratată cu Mg 0,05	5	34,8	19,2	180
Tratată cu Ti	6	31,7	16,3	166
Tratată cu acid boric	7	29,6	16,3	176
Tratată cu combinație de săruri	8	35,2	16,8	172

Pentru încercarea la întindere s-au folosit epruvete, avînd dimensiunile din figura 2.

Din tabela 5 se observă că toate fontele brute tratate cu microadaosuri au proprietăți mecanice superioare celor netratate. Valorile sînt mai ridicate în cazul celor tratate cu magneziu metalic sau cu săruri de magneziu.

Deoarece proprietățile mecanice ale fontelor depind în mare măsură de forma, mărimea și repartiția grafitului, în figura 3 se redau microstructurile probelor în stare neatacată.

Se remarcă, la toate fontele brute netratate, prezența grafitului primar, în lamele cu dimensiuni mari, care slăbește mult secțiunea activă a materialului de bază. În același timp, fontele tratate cu microadaosuri au forma grafi-

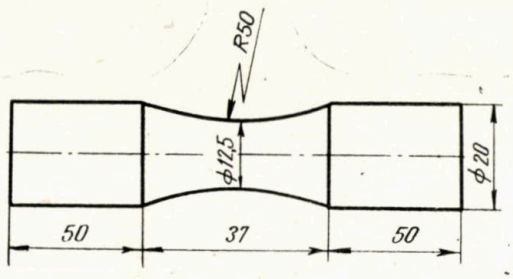


Fig. 2. Proba de încercare la tracțiune.

tului mai favorabilă, acesta fiind mai fin și mai uniform repartizat la fonta tratată cu magneziu, apropriindu-se pe alocuri de forma sferică [6].

Masa de bază este apropiată, pentru toate fontele studiate (ferito-perlitică), cu excepția probelor nr. 0, 3 și 6, care au multă ferită în structură. Celelalte sorturi tratate cu microadaosuri, care au o acțiune de albire asupra fontelor, au o cantitate mai mare de perlită. Datorită cantității mici de titan utilizate ca microadaos, acesta acționează numai ca un grafitizant (tabela 6).

Din încercările efectuate asupra fontelor de furnal tratate cu diferite microadaosuri a rezultat că acestea din urmă au o acțiune de schimbare atît a mărimii grafitului, cît și a formei lui. Magneziul metalic, sărurile de magneziu și titanul duc la o formă de grafit intermediară între cel lamelar și cel globular. Aluminiul uniformizează mărimea grafitului, avînt tendință de rotunjire a lui. Toate microadao-

Tabela 6

Nr. probei	Grafitul				Masa metalică					
						Eutectic fosforos		Microduritatea HV		
	Suprafața separării	Lungimea separării μm	Modul de repartizare	Forma separării	Suprafața ocupată de perlită	Suprafața separării	Caracterul repartizărilor	Perlită	Ferită	Eutectic
0	G 10	Gl 7	Gr 1	Gf 3	P(95)	E 1	Er 1	210	105	—
1	G 6	Gl 5	Gr 1	Gf 2	P 70(80)	E 1	Er 1	221	102	—
2	G 4	Gl 5	Gr 1	Gf 3	P(92)	E 1	Er 1	178	122	—
3	G 10	Gl 5	Gr 2	Gf 2	P(90)	E 1	Er 1	183	108	—
4	G 6	Gl 5	Gr 1	Gf 2	P70(80)	E 1	Er 1	178	112	—
5	G 10	Gl 5	Gr 1	Gf 4	P(90)	—	—	203	118	388
6	G 6	Gl 5	Gr 1	Gf 2	P(100)	E 1	Er 1	225	115	—
7	G 4	Gl 5	Gr 5 rozetă	Gf 3	P50(45)	E_1	Er 1	212	107	—
8	G 4	Gl 6	Gr 1	Gf 1	P(90)	—	—	198	103	—

surile fac posibilă eliminarea rapidă din structură a grafitului primar.

Pentru a ilustra diferența dintre structurile fontelor tratate cu microadaosuri și structurile fontelor netratate, în figura 4 se redau ruptu-

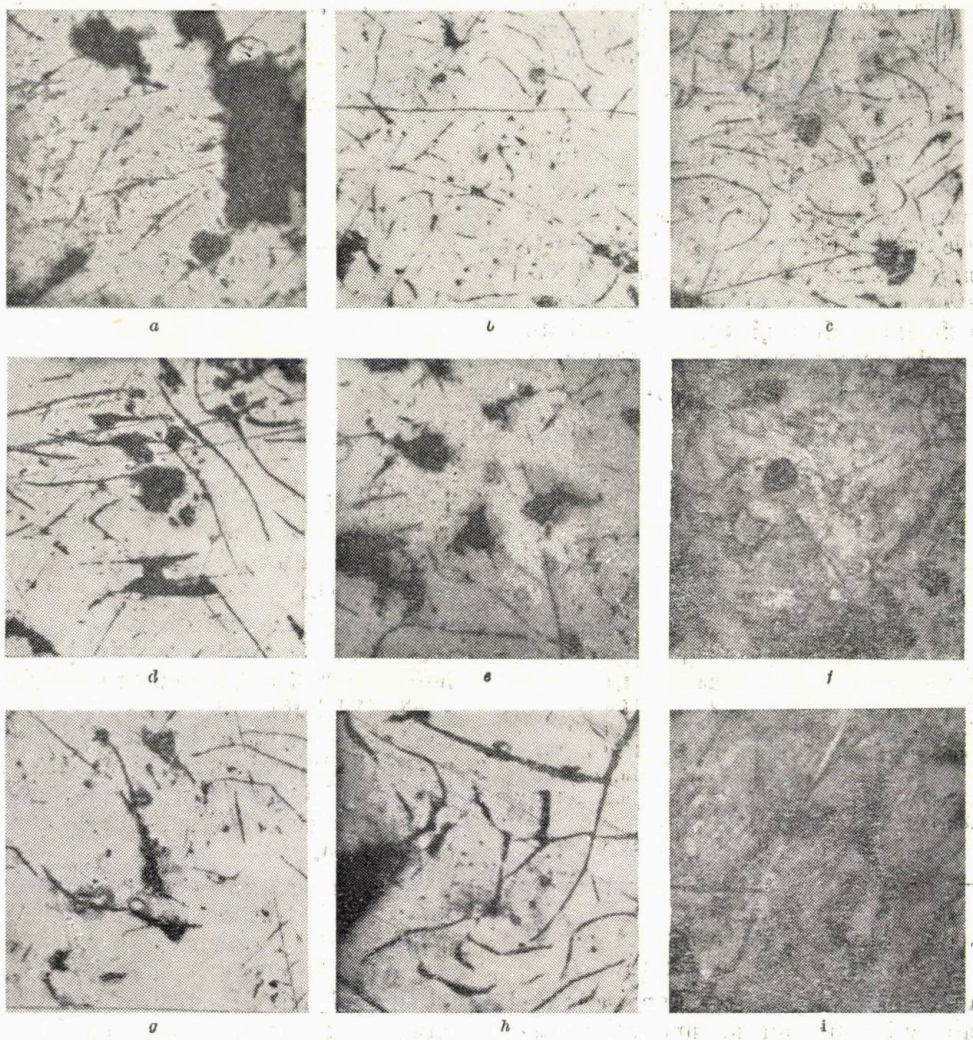


Fig. 3. Micrografiile fontelor brute × 100 :
a – netratate ; tratate cu : *b* – CO–V ; *c* – W–Mo ; *d* – Al ; *e* – $MgCl_2$–SiCa ; *f* – Mg ; *g* – Ti ; *h* – acid boric ; *i* – combinație săruri.

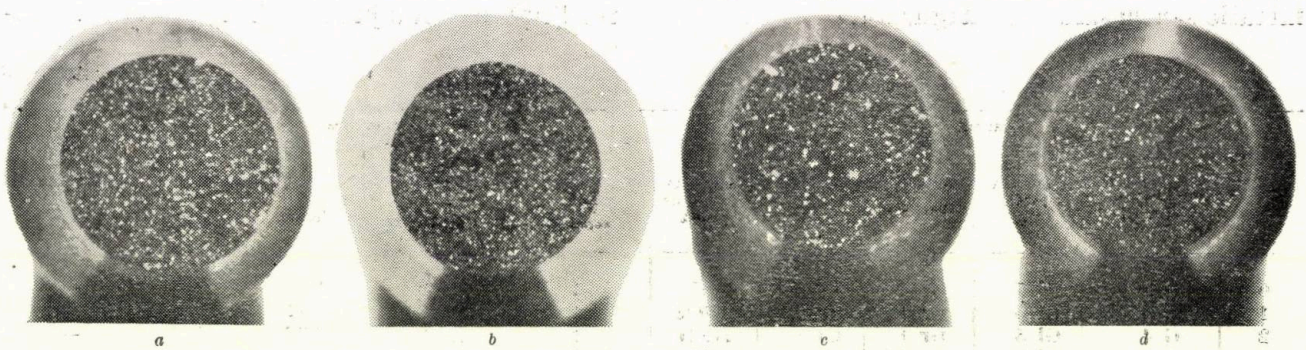


Fig. 4. Aspectul rupturii fontelor :
a – netratate ; *b* – tratate cu Mg ; *c* – netratate ; *d* – tratate cu Al.

rile fontelor tratate cu magneziu și aluminiu și, comparativ, aceleași sorturi în stare netratată. Se remarcă foarte bine aspectul grosolan al structurii fontelor brute netratate (fig. 4, *a* și *c*) față de cel al structurii fontelor tratate cu magneziu și aluminiu (fig. 4, *b* și *d*).

Din analiza rezultatelor obținute în încercările mecanice, cît și a studiului comparativ al grafitului fontelor brute tratate cu microadaosuri și netratate, se constată că fontele netratate au proprietăți mecanice mult inferioare celor tratate, datorită prezenței grafitului primar (fig. 3, *a*). Condițiile de obținere

a fontelor brute fiind aceleași, deosebirile de proprietăți mecanice se pot atribui numai tratării fontelor cu microadaosuri.

Masa de bază și forma grafitului, mărimea și dispersia lui sînt factori principali care imprimă diferența de proprietăți mecanice. În același timp, la fontele tratate se constată dispariția grafitului primar, care se separă imediat din soluția coloidală.

Proprietățile mecanice superioare la tratarea cu microadaosuri se pot explica prin acțiunea cumulată de degazare, prin diminuarea incluziunilor nemetalice (grafitul primar în special), prin microaliere și printr-o rafinare pronunțată înainte de turnarea probelor. Unele substanțe utilizate ca microadaos reduc chiar cantitatea de sulf.

Metoda tratării cu microadaosuri fiind ieftină, simplă și ușor de aplicat, poate găsi o imediată utilizare pe scară industrială. Datorită ușurinței utilizării în condiții practice se recomandă în special tratarea fontelor brute cu Al, $MgCl_2$ + SiCa, acid boric și combinații de săruri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mirtînov A. F. *O nekotorîh obșcih zakonomernostiah kolicestvennogo razvitia staleplavilnîh professov.* Stali, nr. 9, 1966, p. 782.

[2] Dobrovici D. ș.a. *Metalurgia fontei.* București, Editura tehnică, 1966, p. 5.

[3] Poliakov I. G. *Sovremennîie problemî vagranocinoi plavki i ih reșenie za rubejom.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 11, 1959, p. 44.

[4] Barinov N. A. *Vodoohlajdaiemîe vagranki i ih metallurgiceskie vozmojnosti.* Moscova, Mașinostroenie, 1964, p. 136.

[5] Kurocikin P. D. *Ciugun domennoi plavki kak liteinîi material.* Moscova, Gostehizdat, 1963, p. 73.

[6] Barinov N.A. *Principalele tendințe în dezvoltarea metalurgiei proceselor de topire în cubilouri.* Realizări actuale în turnătorie. București, I.D.T., 1961, p. 157.

[7] Nehendzi I. A. *Pervoie soveșcianie po liteinîm svoistvan splavov.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 3, 1967, p. 45.

[8] Pisarenko G. A. și Filipov A. S. *Otlivki metallurgiceskovo oborudovania iz ciuguna s șarovidnîm grafitom.* Sverdlovsk, Metallurghizdat, 1960, p. 106, 136.

[9] Bagaciov I. N. *Metallografia ciuguna.* Sverdlovsk, Metallurghizdat, 1962, p. 83—93.

RECENZII

M. V. Ciuhrov și I. P. Viatkin. **Neprerîvnoe gorizontalnoe litie slitkov (Turnarea continuă orizontală a metalelor și aliajelor)**

Moscova, Editura Metallurghia, 1968.

Deși de un volum relativ redus (lucrarea cuprinde numai 140 pagini) trebuie spus de la început că autorii reușesc, pe baza unei bogate bibliografii, în cea mai mare parte din limba rusă, să dea o imagine suficient de clară și de completă privind acest gen de turnare continuă. Lucrarea este astfel concepută și realizată încît după ce se descriu particularitățile fiecărui element tehnologic al turnării continue orizontale se fac referiri la celălalt tip de turnare continuă, verticală, și, în anumite locuri, la turnarea individuală în forme metalice. În acest mod pot rezulta domeniile în care turnarea continuă orizontală este aplicabilă și spre ce domenii ne putem aștepta că se va dezvolta.

Lucrarea este împărțită în cinci capitole: „Scurtă analiză a dezvoltării continue a semifabricatelor turnate continuu" (I), „Particularitățile metodei turnării continue orizontale" (II), „Construcția instalațiilor de turnare orizontală continuă și a agregatelor anexă" (III), „Tehnologia turnării continue orizontale a aliajelor ușoare" (IV) și „Particularitățile proceselor care au loc la turnarea orizontală continuă" (V).

În ordinea cuprinderii în lucrare se vor trece succint în revistă, în ordinea procesului tehnologice toate etapele caracteristice, în acest fel evidențiindu-se meritele autorilor care rezultă la prima lectură a cărții recenzate. Ample și complete sînt datele care situează turnarea continuă orizontală în timp. Se descriu primele patente și primele lucrări mai închegate privind turnarea continuă orizontală, precum și realizările din alte țări, mai ales cele din U.R.S.S., din acest domeniu.

În ceea ce privește tehnologia de turnare continuă orizontală sînt privite critic părerile exprimate de specialiști pentru viitorul metodei. Autorii demonstrează, cu multiple date și avantaje, superioritatea metodei și a semifabricatelor produse prin această turnare continuă.

Sînt analizate și particularitățile tehnologice ale turnării orizontale continue. Avînd mai multe date din cercetările proprii și din lucrările consultate, autorii au extins studiul privind utilajele folosite la turnarea continuă orizontală. Există referiri la cuptoarele de topire și de menținere, utilajele pentru transportul metalului lichid spre mașina de turnare, construcția instalațiilor de turnare continuă orizontală, integrarea în flux a turnării continue orizontale.

Cu privire la turnarea continuă orizontală a aliajelor ușoare sînt cuprinse date privind pregătirea aliajului, topirea și menținerea aliajului lichid, constanța procesului de turnare continuă orizontală, parametrii și condițiile procesului stabil, tehnologia concretă de obținere a semifabricatelor din aliaje ușoare prin metoda turnării continue orizontale.

Ultima parte a lucrării se referă exclusiv la procesele care au loc la turnarea orizontală continuă. Sînt cercetate procesele de curgere la turnarea continuă, sistemele de forțe care acționează asupra lichidului atît la procedeul vertical, cît și la cel orizontal, particularitățile solidificării semifabricatelor la acest gen de turnare continuă, macrostructura semifabricatelor, studiul curbelor de răcire.

Ing. *C. Rădulescu*

Influenţa coroiajului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor aliate de construcţie

Dr. ing. V. I. POPESCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 669.14.018.292

L'INFLUENCE DU CORROYAGE SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES ACIERS ALLIÉS DE CONSTRUCTION

Les expériences effectuées ont démontré que, pour les aciers de construction alliés au Cr et au Ni, la meilleure valeur du corroyage est de 3,0—3,5. Ces valeurs concernent les aciers forgés entre des outils plans à rapport $l_0 : b_0 = 0{,}8—1{,}0$. Si la forme de l'outil ou le rapport $l_0 : b_0$ changent, les valeurs du corroyage doivent être corrigées.

THE EFFECT OF THE FORGING DEGREE ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF STRUCTURAL ALLOY STEELS

The experiments carried out by the author have shown that for chrome and nickel alloyed structural steels the optimum forging degree is within 3.0 to 3.5. These values refer to steels forged between plane tools with a ratio $l_0 : b_0 = 0.8$ to 1.0. In case of different tool designs or $l_0 : b_0$ ratios, the forging degree should be corrected accordingly.

Alegerea corectă a valorii coroiajului, în vederea obţinerii proprietăţilor dorite constituie una din condiţiile de bază de care trebuie să se ţină seamă la întocmirea procesului tehnologic de forjare.

Cu toate acestea, datele din literatura de specialitate cu privire la influenţa coroiajului asupra modificării proprietăţilor mecanice ale metalelor şi aliajelor forjate sînt încă insuficiente şi uneori contradictorii. Obţinerea unor rezultate diferite se datorează desigur neconcordanţei dintre gradul real de deformare plastică şi coroiaj. Astfel, în cazul forjării cu lungimi de prindere mici, datorită legii minimei rezistenţe, alungirea materialului este mai mare decît în cazul forjării cu lungimi de prindere mari. Din această cauză, pentru obţinerea aceluiaşi coroiaj, în cazul forjării cu lungimi de prindere mici şi cu alungire mare, gradul de deformare plastică este mai mic. Deformîndu-se mai puţin, şi proprietăţile mecanice ale materialului se modifică în măsură mai redusă, deşi valoarea coroiajului este aceeaşi. De aceea, pentru a putea avea un element de comparaţie, în cazul în care se cunoaşte numai valoarea coroiajului (nu şi aceea a gradului real de deformare plastică), este indicat a se preciza şi condiţiile de forjare, adică raportul dintre lungimea de prindere şi grosimea semifabricatului, precum şi forma sculelor folosite.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele încercărilor experimentale, cu privire la determinarea influenţei coroiajului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor de construcţie aliate cu Cr şi Ni. Lingourile folosite în acest scop au avut greutatea de aproximativ 200 kg şi secţiunea pătrată cu latura medie de 160 mm. Compoziţia chimică a oţelului a fost următoarea: 0,33% C; 0,41% Mn; 0,16% Si; 0,59% Cr; 3,35% Ni; 0,008% P; 0,015% S. Oţelul a fost elaborat într-un cuptor electric cu arc.

După recoacerea la 840°C cu răcire înceată, unul dintre lingouri a fost debitat în vederea prelevării probelor pentru încercările mecanice. Valorile încercărilor mecanice ale probelor prelevate din lingoul nedeformat plastic sînt centralizate în tabela 1. Aceste valori reprezintă media a cel puţin trei încercări.

Tabela 1

Locul probei	Direcţia	Proprietăţile mecanice				
		σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ_5, %	ψ, %	Kn, kgf.m/cm²
Lingă maselotă	longitudinală	52,1	17,0	4,3	8,3	8,4
	transversală	53,0	17,3	8,6	8,9	9,0
Lingă picior	longitudinală	53,8	18,0	5,0	8,6	9,1
	transversală	52,3	19,0	4,6	9,3	9,5

După cum se observă din tabela 1, valorile proprietăţilor mecanice în direcţie longitudinală şi transversală, pentru epruvetele de lîngă piciorul sau de lîngă maselota lingoului, sînt sensibil apropiate. Aceasta dovedeşte că diferenţa de puritate pe înălţimea lingoului, adică în direcţie longitudinală, este neînsemnată.

Pentru a determina diferenţa de puritate în direcţie radială şi influenţa acesteia asupra proprietăţilor mecanice, au fost prelevate epruvete de la distanţe (raze) diferite faţă de axa longitudinală a lingoului, atît în porţiunea de lîngă maselotă, cît şi în cea de lîngă picior. Poziţia epruvetelor faţă de axa lingoului şi valoarea rezilienţei în direcţie transversală şi longitudinală pentru porţiunea de lîngă maselotă sînt arătate în figura 1, *a*, iar pentru porţiunea de lîngă picior, în figura 1, *b*. Cifrele cu privire la valoarea rezilienţei din figura 1, ca şi cele care se referă la restul proprietăţilor

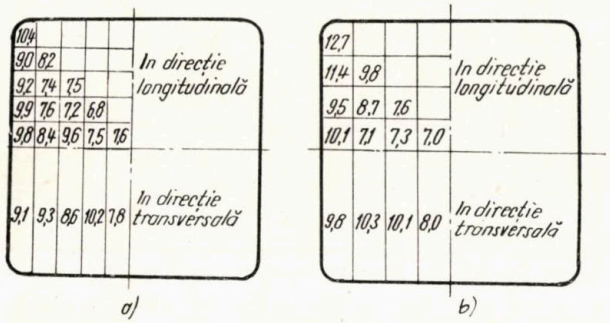


Fig. 1. Poziţia epruvetelor faţă de axa lingoului şi valorile rezilienţei :
a – în porţiunea de lîngă maselotă; *b* – în porţiunea de lîngă picior

mecanice analizate în continuare, reprezintă media a cel puţin trei încercări.

Din figura 1 rezultă că diferenţa de puritate în direcţie radială este destul de mare, deşi lingoul este relativ mic (200 kg). Această diferenţă prezintă un caracter mai regulat în cazul epruvetelor longitudinale. În acest caz valorile rezilienţei se reduc uniform, pe măsura apropierii de axa lingoului.

În figura 2 este reprezentată variaţia rezistenţei la rupere, în funcţie de distanţa epruvetelor faţă de axa lingoului şi de înălţimea de la care acestea au fost prelevate (litera *a* reprezintă jumătate din latura pătratului lingoului în secţiune transversală). Se observă că valorile rezistenţei la rupere în direcţie longitudinală descresc aproape liniar, pe măsura apropierii de axa lingoului. În mod similar au variat şi restul proprietăţilor mecanice în direcţia radială a lingoului turnat.

Pentru a se stabili influenţa coroiajului asupra valorii proprietăţilor mecanice, lingoul nedebitat a fost forjat în trepte. Forjarea s-a făcut la un ciocan pneumatic, cu scule plane (berbec şi nicovală), iar raportul dintre lungimea de prindere l_0 şi grosimea semifabricatului b_0 s-a menţinut în limitele 0,8—1,0. Treptele de forjare alese au permis obţinerea coroiajelor indicate în figura 3. Calculul coroiajului s-a făcut ţinînd seamă de secţiunea reală a

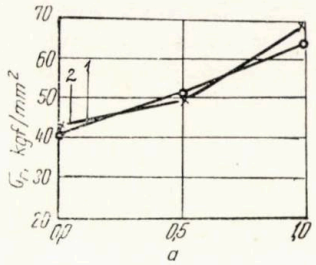


Fig. 2. Variaţia rezistenţei la rupere în funcţie de distanţa epruvetelor faţă de axa lingoului şi de înălţimea de prelevare :
1 – epruvete de lîngă maselotă; *2* – epruvete de lîngă picior

lingoului în porţiunea treptei respective şi nu de secţiunea medie.

După forjare, lingoul a fost recopt în vederea omogenizării structurii şi a uşurării prelucrării mecanice prin aşchiere. Din lingoul forjat şi recopt au fost prelevate epruvete pentru încercările mecanice. Pînă la treapta corespunzătoare coroiajului 3 epruvetele au fost prelevate în ambele direcţii, similar cu cele din lingoul turnat. La coroiaje mai mari, din cauza grosimii mici a treptelor de forjare, epruvetele au fost prelevate numai în direcţie longitudinală.

Analizînd diferenţele dintre valorile proprietăţilor mecanice ale epruvetelor, în funcţie de poziţia acestora faţă de axa semifabricatelor,

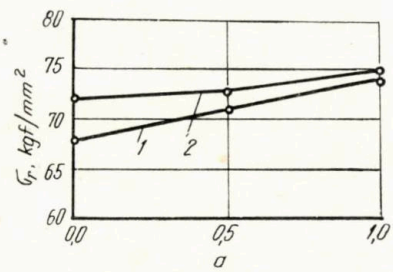


Fig. 3. Variaţia rezistenţei la rupere în funcţie de distanţa epruvetelor faţă de axa lingoului şi de înălţimea de prelevare :
1 – treapta forjată cu coroiajul $C = 1,5$;
2 – treapta forjată cu coroiajul $C = 2,0$

s-a constatat că, după forjare, valorile acestor proprietăţi devin mai uniforme decît în cazul lingoului turnat (fig. 3).

Din figura 3 se observă că diferenţa dintre valorile rezistenţei la rupere se reduce pe măsura creşterii coroiajului. Mărind gradul de forjare s-a constatat că, la coroiaje de ordinul 2,5—3,0, diferenţa dintre valorile rezistenţei

la rupere pentru epruvetele prelevate de la centrul sau de la periferia semifabricatului a scăzut foarte mult, iar la coroiaje de peste 3,0—3,5, această diferențiere s-a anulat complet. În mod similar s-au comportat și celelalte proprietăți mecanice.

Diminuarea și, în final, anularea diferenței dintre valorile proprietăților mecanice, la centrul și periferia semifabricatului, se datorează desigur difuziei care are loc în timpul deformării plastice, precum și a gradului ridicat de puritate a oțelului.

Influența coroiajului asupra proprietăților mecanice, în direcție longitudinală și transversală, este reprezentată în figura 4.

După cum rezultă din figura 4, *a*, în direcție longitudinală rezistența la rupere și limita de curgere se măresc pe măsura creșterii coroiajului. Majorarea rezistenței la rupere și a limitei de curgere se produce brusc pînă la coroiajul C = 2,0—2,5. La coroiaje de peste 2,5 această majorare devine neînsemnată.

Valorile alungirii și gîtuirii în direcție longitudinală cresc foarte repede pînă la coroiajul C = 3,0—3,5 (fig. 4, *b*). La coroiaje mai mari decît 3,5, valoarea alungirii și a gîtuirii continuă să crească, dar în măsură neînsemnată, practic neglijabilă.

În direcție transversală valoarea proprietăților mecanice crește brusc pînă la coroiajul C = 2,0. La coroiaje mai mari, cu excepția gîtuirii, care în cazul de față a marcat o creștere mai evidentă, restul proprietăților mecanice s-au menținut aproximativ la aceleași valori.

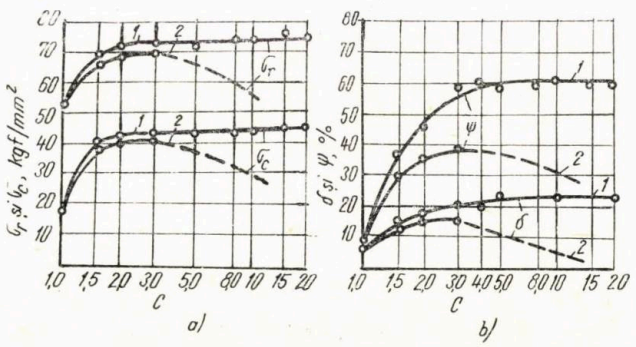


Fig. 4. Influența coroiajului asupra proprietăților mecanice în direcție longitudinală :
1 — în direcție longitudinală ; *2* — în direcție transversală

Se presupune că în cazul măririi coroiajului peste 3,0—3,5 valoarea proprietăților mecanice în direcție transversală se reduce aproximativ după alura indicată în curbele punctate.

În mod asemănător, rezilința în direcție longitudinală (curba 1, fig. 5) a marcat o creștere vizibilă pînă la coroiajul C = 3,0. La coroiaje mai mari, creșterea rezilienței în direcție longitudinală a fost neînsemnată. În direcție transversală (curba 2, fig. 5), pînă la coroiajul C = 3,0, rezilința a crescut continuu.

Din analiza rezultatelor obținute se observă că, pentru oțelurile de construcție, aliate cu Cr și Ni, după forjarea cu un coroiaj cuprins în limitele 2,5 și 3,5, valoarea proprietăților mecanice atît în direcție longitudinală, cît și în direcție transversală, este aproape de valoarea maximă. De asemenea, ca o consecință a forjării cu coroiaje între 2,5 și 3,5, diferența dintre proprietățile mecanice ale probelor prelevate de la centrul și a celor de la periferia semifabricatului se reduce la minimum.

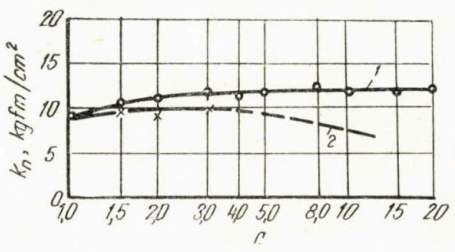


Fig. 5. Variația rezilienței în funcție de coroiaj :
1 — în direcție longitudinală ; *2* — în direcție transversală

Mărind coroiajul peste 3,5, valoarea proprietăților mecanice în direcție longitudinală crește, dar în măsură neînsemnată. În direcție transversală se presupune că, la coroiaje peste 3,5, valoarea proprietăților mecanice se reduce. În ceea ce privește diferența dintre proprietățile mecanice de la periferia și cele de la mijlocul semifabricatului, la coroiaje peste 3,5, aceasta se anulează complet.

Pe baza celor de mai sus rezultă că, în cazul oțelurilor de construcție aliate cu Cr și Ni, valoarea optimă a coroiajului este cuprinsă între 3,0 și 3,5. Evident, această concluzie se referă la cazurile în care piesele necesită proprietăți mecanice de valoare maximă în ambele direcții.

În cazul în care nu interesează proprietățile mecanice în direcție transversală, coroiajul poate fi mărit față de valorile indicate mai sus. Majorarea coroiajului trebuie făcută ținînd seamă că, pe măsura măririi acestuia, proprietățile mecanice în direcție longitudinală cresc din ce în ce mai puțin, iar manopera de forjare, inclusiv prețul de cost, cresc din ce în ce mai mult.

De asemenea, trebuie să se țină seamă că valorile coroiajului indicate mai sus se referă la oțelurile forjate între scule plane cu raportul $l_0 : b_0 = 0{,}8—1{,}0$. Modificînd valoarea raportului $l_0 : b_0$ sau înlocuind sculele plane cu scule profilate, se schimbă desigur și valoarea gradului de deformare plastică pentru același coroiaj, adică pentru obținerea acelorași dimensiuni finale. De aceea, în cazul schimbării formei sculelor sau al modificării raportului $l_0 : b_0$, valorile coroiajului indicate mai sus necesită a fi corectate în mod corespunzător.

Consideraţii privind deformaţiile la tratamentul termic al oţelurilor de cementare pentru roţi dinţate

Ing. ŞTEFANIA BAICU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşin

CZ 621,78 : 669.14.018.298.2

CONSIDÉRATIONS SUR LES DÉFORMATIONS SURVENUES LORS DU TRAITEMENT THERMIQUE DES ACIERS DE CÉMENTATION POUR ROUES DENTÉES

Afin d'établir le meilleur traitement thermique qui ait pour effet la réduction des déformations on a entrepris, à l'échelon des laboratoires, des recherches sur des épreuves asymétriques en forme de C confectionnées en aciers de cémentation standardisés : 21 MoMC 12, 18 MoCN 13 et 13 CN 33.

On a constaté que, dans le cas de la cémentation, les déformations sont plus grandes que celles qui résultent lors de la carbonitruration et que les aciers à degré élevé d'alliage présentent des déformations plus grandes ; on a observé en même temps que le traitement thermique de trempe exécuté après la cémentation ou la carbonitruration a un effet remarquable sur le degré de déformation, c'est-à-dire que la plus grande déformation, pour n'importe quelle qualité d'acier, a lieu lors de la trempe double, la plus petite lors de la trempe etajée ; les valeurs intermediaires sont obtenues avec la trempe directe ou bien avec la trempe avec réchauffage.

Les résultats ont été vérifiés sur des roues dentées de la production courante d'une usine de machines — outils. On a pu constater que, en ce qui concerne la réduction des déformations et les caractéristiques mécaniques et microstructurels, la meilleure technologie de traitement thermique pour les roues dentées en acier de cémentation est la cémentation ou la carbonitruration suivies de la trempe étajée.

Actuellement la cémentation suivie de la trempe etajée est appliquée couramment dans deux usines de machines-outils et est en cours d'introduction dans les autres usines.

CONSIDERATIONS ON THE DISTORTION OCCURING DURING HEAT TREATMENT OF THE CASE-HARDENING STEELS FOR GEARS

In order to determine the optimal heat treatment designed to minimize distortion, a series of laboratory tests on C-shaped asymetrical test pieces made of various standardized carburizing steels i.e. 21MoMC12, 18MoCN13, 13CN33, have been carried out.

The tests have shown that the distortion at carburizing is higher than at carbonitriding and that the higher the alloying the greater the distortion was. The tests have revealed also that the type of heat treatment applied after case-hardening has a significant effect upon the amount of distortion, namely the greatest deformation of whatever steel quality occurs at double reheat quenching, the smallest at martempering, while intermediate values were noticed in the direct and single reheat quenching.

The above results have been confirmed by experimental tests on gears taken from the common production of a machine tool factory. The experiments have shown that the optimal heat treatment technology for carburzing steel gears, both from the point of view of the minimizing of distortion and of mechanical and microstructural properties, consists in carburizing or carbonitriding fllowed by martempering.

At present, this technology is applied in two Romanian factories and will be extended to other factories in the near future.

Micşorarea deformaţiilor la tratamentul termic al roţilor dinţate din oţel de cementare constituie unul din factorii de bază pentru stabilirea tehnologiei optime de tratament termic.

Termenul „deformare" se referă de obicei la modificările dimensionale produse prin eliminarea tensiunilor interne, care apar într-o piesă după tratamentul termic. Deformarea totală este rezultatul a două categorii de modificări dimensionale : modificări care se referă la schimbările de volum sau la deformarea inerentă, ca rezultat al dilataţiei datorită transformării de fază, şi strîmbarea piesei sau modificarea formei, legată de forma geometrică a acesteia şi de tensiunile termice produse ca urmare a unei încălziri sau răciri neuniforme.

Cercetări experimentale pe probe în formă de C

Cunoscut fiind faptul că geometria piesei, tehnologia de tratament termic (ciclul de tratament, adîncimea şi conţinutul de carbon în strat), tensiunile reziduale prezente în piesă înainte de tratamentul termic, precum şi transformările de fază sînt factorii de bază care contribuie la deformaţia oţelurilor de cementare,

s-au efectuat o serie de încercări experimentale pe probe asimetrice, şi anume pe probe în formă de C.

În figura 1 *a*, *b* şi *c* se prezintă schiţa acestor probe.

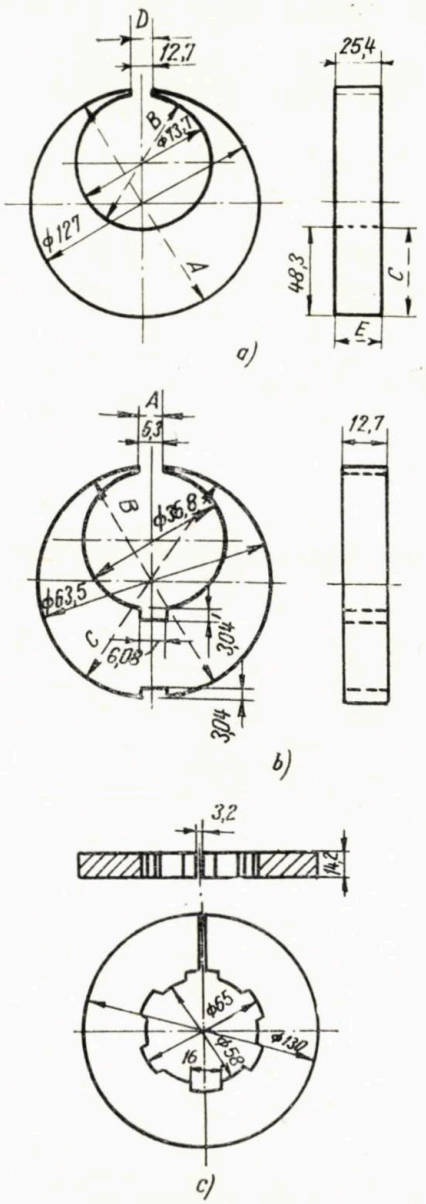


Fig. 1. Probe pentru determinarea influenţei formei şi mărimii secţiunii asupra gradului de deformare:
a — probă simplă; *b* — probă modificată; *c* — probă cu caneluri interioare

Gradul de deformaţie s-a determinat prin modificarea, după tratamentul termic, a deschiderii probei, precum şi a diametrului interior şi exterior. Probele în formă de C s-au executat din trei oţeluri de cementare: 21 MoMC 12, 18 MoCN 13 şi 13 CN 33.

Deoarece măsurările de deformaţie ar fi putut fi influenţate de tensiunile remanente, datorită deformărilor plastice şi prelucrărilor anterioare, probele au fost detensionate prin încălzire la 250°C/3 h; de asemenea, pentru a diminua orice posibilităţi de deformare ca urmare a unei poziţii incorecte a probelor în timpul tratamentului termic şi pentru a asigura reproductibilitatea rezultatelor, probele au fost amplasate pe dispozitive de călire, aşa cum rezultă din figura 2.

Utilizînd probele în formă de C, încercările s-au efectuat pentru a compara cîteva oţeluri de cementare standardizate şi pentru a cerceta efectul tratamentului termic după cementare sau carbonitrurare. Pe probele în formă de C detensionate s-a măsurat lăţimea deschiderii şi diametrele interioare şi exterioare.

Variantele de tratament termic aplicate au fost următoarele:

a. *Carbonitrurare la 875°C în atmosferă controlată de tip endoterm*, urmată de: călire directă în ulei de la temperatura de călire şi apoi revenire la 180°C; călire în ulei cu reîncălzire la temperatura de călire şi apoi revenire la 180°C; călire în trepte în condiţiile: reîncălzire la temperatura de călire urmată de menţinere la

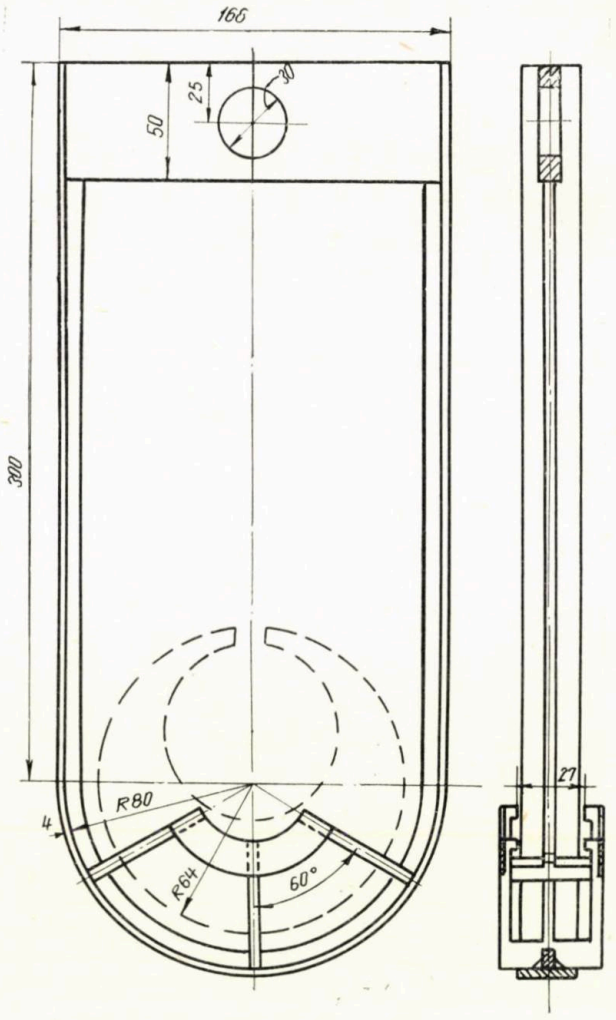


Fig. 2. Dispozitiv pentru fixarea probelor în formă de C în timpul tratamentului termic.

200 °C/3 min în baie de sare (SR 130), fără revenire ulterioară.

b. *Cementare la 890 °C în gaz metan brut*, urmată de călire directă în ulei de la tem-

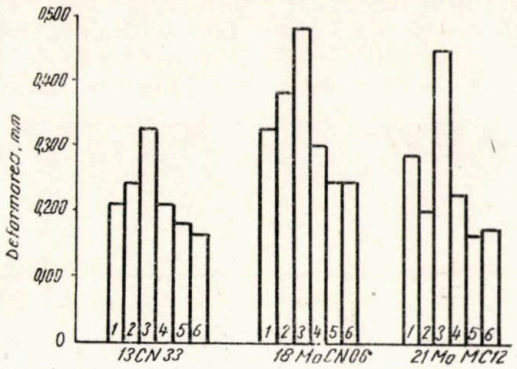


Fig. 3. Histogramă indicînd deformarea deschiderii pe probe în formă de C, după cementare în gaz metan brut și călire în diferite condiții cementare 890 °C urmată de:

1 — călire directă 890 °C; *2* — călire directă 800—830 °C; *3* — călire dublă; *4* — călire cu reîncălzire 800—830 °C; *5* — călire în trepte 200 °C direct de la 800—830 °C; *6* — călire în trepte 200 °C cu reîncălzire de la 800—830 °C.

peratura de cementare și apoi revenire la 180 °C; călire directă în ulei de la temperatura de călire și apoi revenire la 180°C; călire dublă în ulei, cu recoacere intermediară și revenire la 180°C; călire în trepte în baie de sare (SR 130) la 200°C/3 min, direct de la temperatura de călire, fără revenire ulterioară; călire în trepte

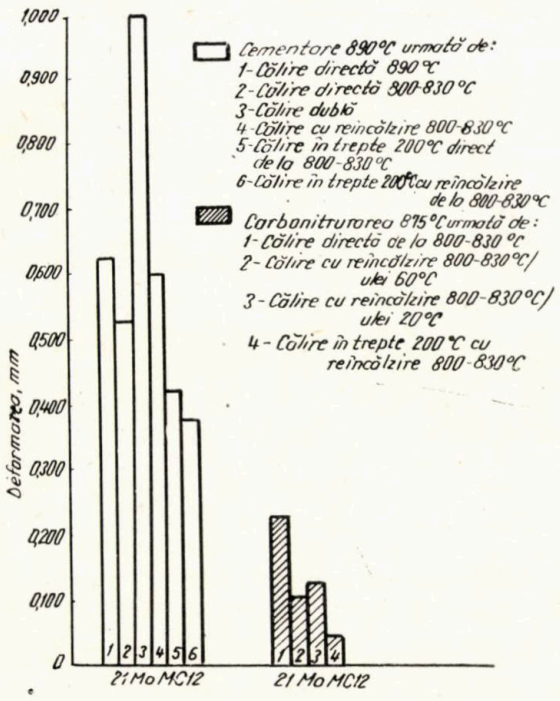


Fig. 4. Histogramă indicînd deformarea deschiderii pe probe în formă de C cu caneluri interioare, din oțel 21 MoMC 12, după cementare sau carbonitrurare urmată de călire în diferite condiții.

în baie de sare la 200°C/3 min, după reîncălzire la temperatura de călire.

Se menționează că adîncimea stratului carbonitrurat a fost de 0,7—0,8 mm, iar aceea a stratului cementat, de 1,0—1,2 mm.

După carbonitrurare, respectiv după cementare urmată de călirea aplicată în condițiile menționate mai sus, s-au măsurat aceleași cote ca și înainte, diferența dintre prima și a doua măsurare luîndu-se ca valoare a deformației. Din încercările efectuate s-a obținut deformarea medie pentru fiecare calitate de oțel; valorile obținute sînt arătate în histogramele din figurile 3, 4 și 5.

În figura 3 se prezintă histograma indicînd modificarea deschiderii probelor în formă de C, după cementare la 890 °C în gaz metan brut, ur-

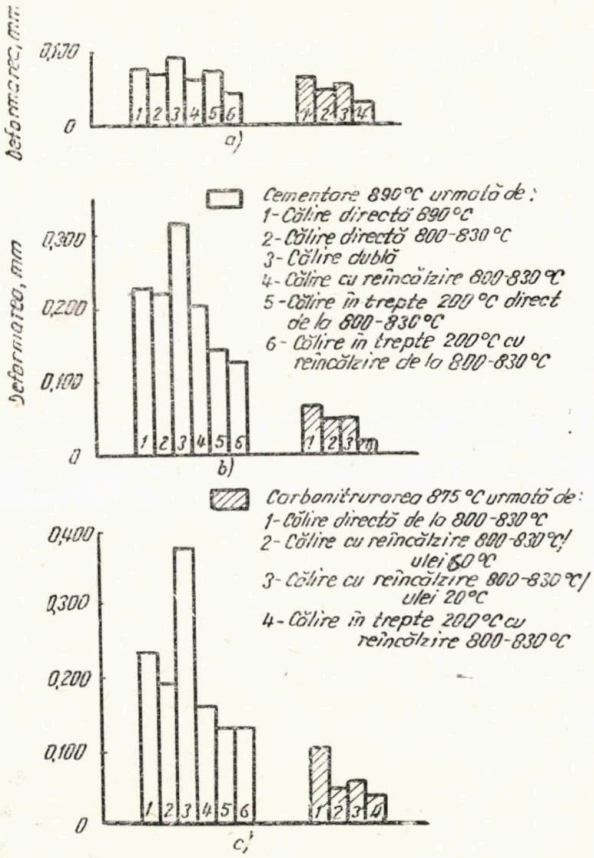


Fig. 5. Histogramă indicînd deformarea lățimii canelurii (*a*) și a diametrului (*b*, *c*) pe probe în formă de C cu caneluri interioare, din oțel 21 MoMC 12, după cementare sau carbonitrurare, urmată de călire în diferite condiții.

mată de călire în condițiile menționate anterior.

În figura 4 o altă histogramă arată modificarea deschiderii probelor în formă de C cu caneluri interioare din oțel 21 MoMC 12, după cementare în gaz metan brut sau carbonitrurare în atmosferă controlată, urmată de călire în condițiile menționate.

Deformarea lățimii canelurii, a diametrelor interioare și exterioare pe probe în formă de C cu caneluri interioare, din oțel 21 MoMC 12 după cementare în gaz metan brut sau carbonitrurare în atmosferă controlată urmată de

călire în diferite condiții este arătată în histograma din figura 5.

Din histogramele prezentate rezultă următoarele : deformațiile la cementare sînt mai mari decît la carbonitrurare ; oțelurile cu grad mai mare de aliere prezintă în general deformații mari ; tipul de tratament termic efectuat după cementare sau carbonitrurare are un efect remarcabil asupra gradului de deformație ; cea mai mare deformație, indiferent de calitatea oțelului, are loc în cazul călirii duble cu recoacere intermediară ; cea mai mică valoare a deformației s-a observat la călirea în trepte, iar valori intermediare, în cazul călirii directe și a călirii cu reîncălzire.

Din punct de vedere microstructural s-au constatat diferențe substanțiale în microstructura stratului, în funcție de oțelul utilizat.

În cazul oțelurilor 21 MoMC 12 și 18 MoCN 13, exceptînd cementarea și carbonitrurarea urmată de călire directă, unde s-a observat o proporție de austenită reziduală de ordinul 20 — 30% (fig. 6) și pe o adîncime ce variază de la 0,02 pînă la 0,1 mm, în toate celelalte variante de tratament termic microstructura stratului a constat din martensită fină, asociată cu carburi sau carbonitruri (fig. 7) și cu urme sau fără de austenită reziduală. Duritatea stratului a avut valori cuprinse între 60 și 65 HRC. În miez microstructura a constat în general din bainită (fig. 8), uneori asociată cu ferită (fig. 9), avînd durități de 42, respectiv 37 HRC.

Fig. 6. Microstructura stratului la probe carbonitrurate și călite direct în ulei : austenită reziduală multă și martensită, 60 HRC.

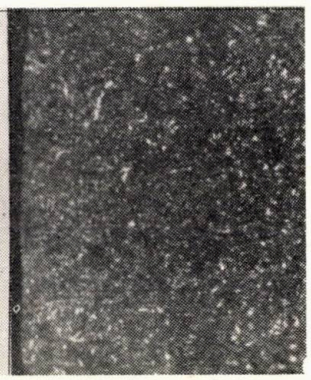


Fig. 7. Microstructura stratului la probe carbonitrurate și călite în trepte în ulei, în condițiile : 830 °C/15 min — 200°C/5 min : martensită fină și puțină austenită reziduală, 63 HRC.

În cazul oțelului 13 CN 33, deși structurile prezintă aspecte mai fine, prezența în cantitate mare a austenitei reziduale în strat, aproape în toate variantele de tratament termic, a determinat valori relative de duritate ceva mai scăzute (56 — 60 HRC) ; miezul a constat, în general, numai din structuri bainito-feritice, mai rar bainitice, cu duritate de ordinul 26 — 35 HRC.

Microstructura probelor a prezentat în general aspecte fine atît în cazul dublei căliri, cît și în cazul călirii clasice în ulei sau al călirii în trepte.

Datorită însă unor deformații ridicate, în cazul dublei căliri și a unor deformații reduse, în cazul călirii în trepte, cu realizarea de durități de ordinul 61 — 65 HRC în strat și

Fig. 8. Microstructura miezului (× 400) la probele carbonitrurate și călite direct în ulei : bainită și ferită ; structură neomogenă, 38 HRC.

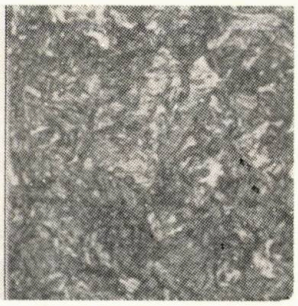


Fig. 9. Microstructura miezului (× 400) la probele carbonitrurate și călite în trepte în ulei, în condițiile : 830°C/15 min — 200°C/5 min : bainită, 42 HRC.

37—42 HRC în miez (structura bainito-feritică sau bainitică) s-a considerat că în cazul oțelurilor 21 MoMC 12 și 18 MoCN 13 cementarea sau carbonitrurarea, urmată de călire în trepte la 200°C, direct de la temperatura de călire, prezintă varianta optimă atît din punct de vedere al reducerii deformațiilor, cît și din punct de vedere al caracteristicilor mecanice și microstructurale. Pentru oțelul 13 CN 33, care din cauza conținutului ridicat de nichel prezintă o tendință ridicată de reținere a austenitei la temperatură ordinară, tratamentul cel mai indicat este cementarea urmată de călire în trepte la 200°C, cu reîncălzire la temperatura de austenitizare.

Cercetări experimentale pe roți dințate

Roțile dințate care au constituit obiectul cercetărilor s-au luat din producția curentă a unei fabrici de mașini-unelte (fig. 10 și 11).

Tehnologia curentă de tratament termic a acestor roți dințate, cementare în gaz metan brut, urmată de călire dublă în ulei, cu recoacere intermediară, a dus la deformații de tratament termic relativ ridicate. Astfel, s-au constatat pe loturi urmărite în producția curentă ovalități de ordinul a 0,5 — 1,5 și conicități de 0,08 — 0,25 mm. În vederea reducerii acestor deformații s-au efectuat încercări experimentale, similare celor pe probe în formă de C, pe loturi experimentale de roți dințate de tipul celor menționate.

Deformațiile de tratament termic, în diferitele variante aplicate, s-au urmărit prin determinarea ovalității, a conicității, modificarea cotei peste dinți și deformarea lățimii canelurii.

Roţile dinţate s-au executat din oţelurile 21 MoMC 12 şi 18 MoCN 13. Variantele de tratament termic aplicate au fost următoarele :

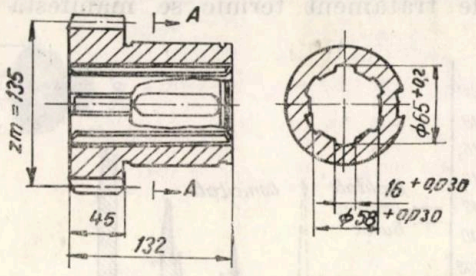


Fig. 10. Roată dinţată cu dantură dreaptă şi caneluri interioare.

a. *Carbonitrurare la 875°C în atmosferă controlată de tip endoterm*, urmată de : călire directă în ulei şi revenire ulterioară ; călire cu reîncălzire la temperatura de călire urmată de răcire în ulei fără revenire ulterioară ; călire în trepte în condiţiile : reîncălzire la temperatura de călire, urmată de menţinere în ulei cald (C 315) la 200°C/5 min şi apoi răcire în aer fără revenire ulterioară ;

b. *Cementare la 890°C în gaz metan brut* urmată de : călire dublă în ulei cu recoacere intermediară şi apoi revenire ; călire în trepte în

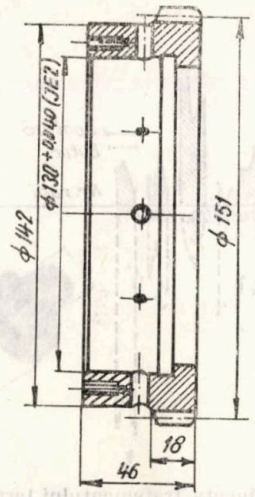


Fig. 11. Coroană dinţată.

condiţiile : reîncălzire la temperatura de călire, urmată de menţinere în ulei cald (C 315) la 200°C/5 min şi apoi răcire în aer, fără revenire ulterioară.

Pentru determinarea deformaţiilor s-au făcut măsurări de cote importante atît înainte, cît şi după tratamentul termic, iar diferenţa dintre măsurări a constituit valoarea deformaţiei propriu-zise de tratament termic din care s-au determinat mai departe valorile de ovalitate, conicitate, deformarea la cota peste dinţi etc.

În diagrama din figurile 12 şi 13 se prezintă influenţa tratamentului termic asupra deformaţiei diametrului interior al coroanei dinţate din oţel 18 MoMC 13, respectiv 21 MoMC 12, iar în figura 14, influenţa asupra ovalităţii coroanei dinţate din oţel 18 MoCN 13 (*a*) şi oţel 21 MoMC 12 (*b*).

Influenţa tratamentului termic asupra ovalităţii şi a conicităţii roţilor dinţate cu butuc din oţel 18 MoCN 13 este dată în figura 15, iar influenţa tratamentului termic asupra diametrului interior al canelurii, în figura 16 .

Din diagramele prezentate rezultă următoarele :

În cazul coroanei dinţate deformaţiile propriu-zise se manifestă în general prin contracţii.

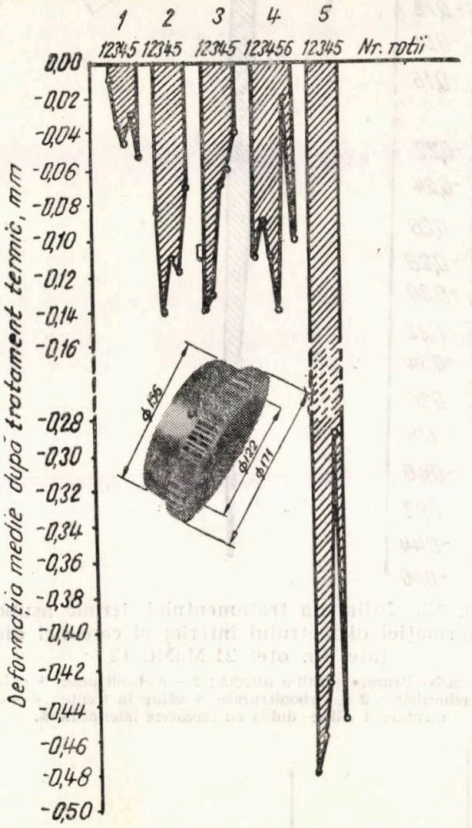


Fig. 12. Influenţa tratamentului termic asupra deformaţiei diametrului interior al coroanei dinţate din oţel 18 MoCN 13 :

1 — carbonitrurare + călire directă ; *2* — carbonitrurare + + călire cu reîncălzire ; *3* — carbonitrurare + călire în trepte ; *4* — cementare + călire în trepte ; *5* — cementare + + călire dublă cu recoacere intermediară.

Cele mai mari deformaţii s-au constatat în cazul cementării urmate de călire dublă şi recoacere intermediară.

Valori minime ale deformaţiei s-au constatat în cazul călirii directe, iar valori intermediare, în cazul călirii în trepte şi al călirii cu reîncălzire.

În cazul ovalizării coroanei (fig. 14) se poate observa în mod evident avantajul călirii în trepte. Astfel, la roţile dinţate din ambele oţeluri se constată valori minime ale ovalităţii, în cazul călirii în trepte, şi valori maxime, în cazul călirii duble cu recoacere intermediară.

În cazul roţilor dinţate cu butuc şi cu dantură dreaptă, ovalitatea şi conicitatea prezintă, de asemenea, valori minime, în cazul călirii în trepte, valori maxime, în cazul călirii duble,

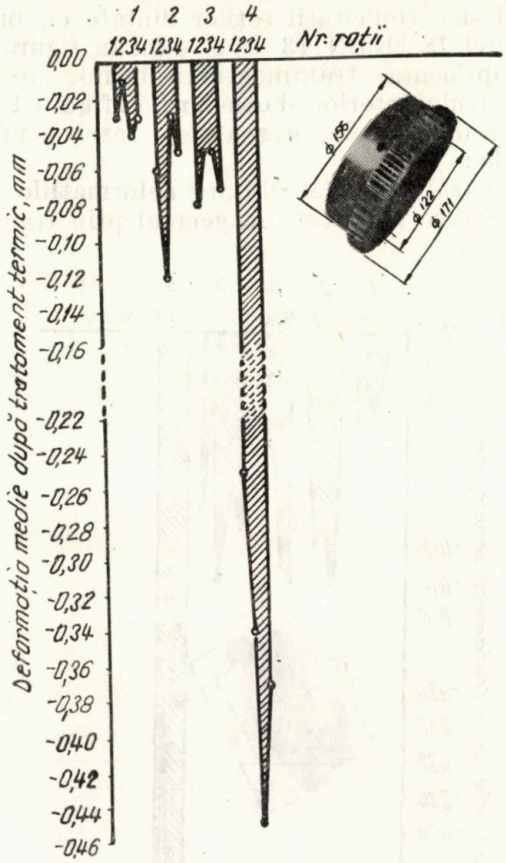


Fig. 13. Influenţa tratamentului termic asupra deformaţiei diametrului interior al coroanei dinţate din oţel 21 MoMC 12:

1 — carbonitrurare + călire directă; *2* — carbonitrurare + călire cu reîncălzire; *3* — carbonitrurare + călire în trepte; *4* — cementare + călire dublă cu recoacere intermediară.

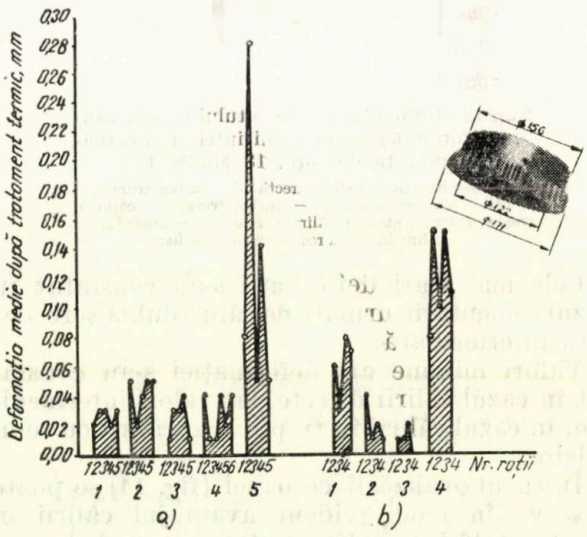


Fig. 14. Influenţa tratamentului termic asupra ovalităţii coroanei dinţate din oţel 18 MoCN 13 (*a*) şi 21 MoMC 12 (*b*):

1 — carbonitrurare + călire directă; *2* — carbonitrurare + călire cu reîncălzire; *3* — carbonitrurare + călire în trepte; *4* — cementare + călire în trepte; *5* — cementare + călire dublă cu recoacere intermediară.

şi valori intermediare, în cazul călirii cu reîncălzire (fig. 15 şi 16). În ceea ce priveşte diametrul interior al canelurii, deformaţiile propriu-zise de tratament termic se manifestă prin

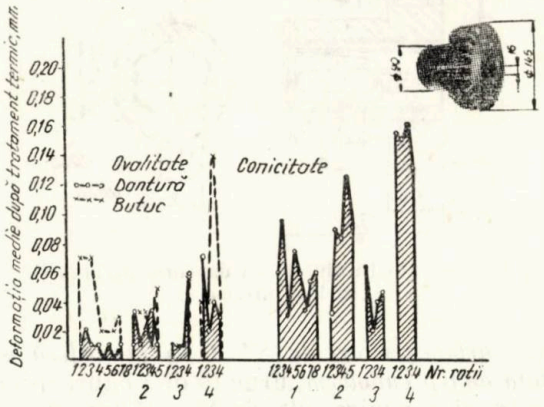


Fig. 15. Influenţa tratamentului termic asupra ovalităţii şi conicităţii roţilor dinţate din oţel 18 MoCN 13: *1* — carbonitrurare + călire în trepte; *2* — carbonitrurare + călire cu reîncălzire; *3* — cementare + călire în trepte; *4* — cementare + călire dublă cu recoacere intermediară.

creşteri în zona danturii şi prin contracţii în zona butucului, ceea ce se poate atribui peretelui mai subţire în zona butucului.

Se remarcă însă şi în acest caz valori minime ale deformaţiei în cazul călirii în trepte.

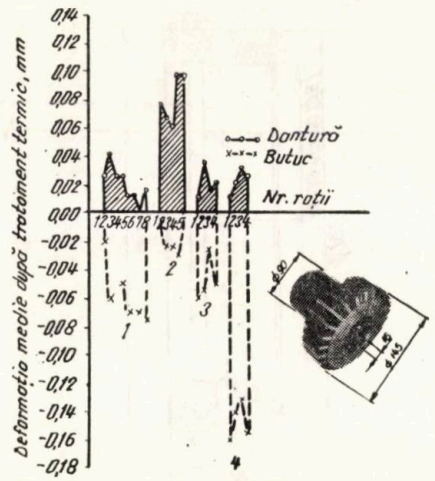


Fig. 16. Influenţa tratamentului termic asupra deformaţiei diametrului interior al canelurii la roţile dinţate din oţel 18 MoCN 13:

1 — carbonitrurare + călire în trepte; *2* — carbonitrurare + + călire cu reîncălzire; *3* — cementare + călire în trepte; *4* — cementare + călire dublă, cu recoacere intermediară.

În tabela 1 se dau valorile deformaţiei medii în cazul roţilor dinţate cu butuc şi dantură dreaptă din care rezultă, în mod evident, avantajul călirii în trepte.

Analizele microstructurale pe probe prelevate din roţi dinţate din fiecare variantă de tratament termic au confirmat observaţiile anterioare pe probele în formă de C.

Astfel, în cazul carbonitrurării urmate de călire directă, în microstructura stratului s-a constatat prezenţa austenitei reziduale în proporţie sensibilă, ceea ce a dus la o scădere

Tabela 1

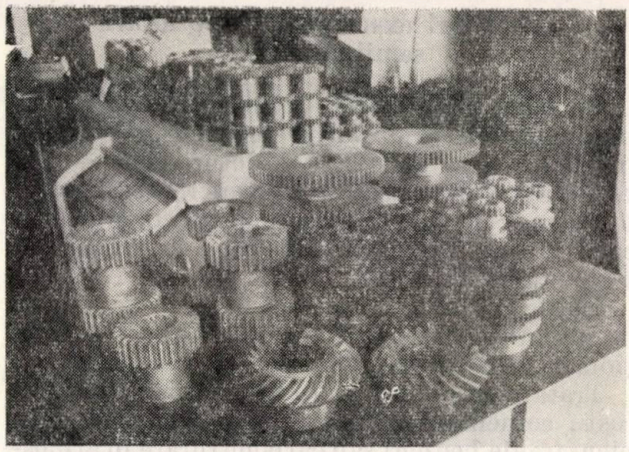
Deformare medie, mm	Carbonitrurare în atmosferă controlată, urmată de:		Cementare în gaz metan brut, urmată de:		
	Călire cu reîncălzire	Călire în trepte (sare)	Călire în trepte (sare)	Călire în trepte (ulei)	Călire dublă cu recoacere intermediară
Ovalitate la dantură	0,020	0,016	0,017	0,010	0,040
Ovalitate la butuc	0,035	0,025	0,012	0,015	0,070
Conicitate	0,100	0,065	0,050	0,050	0,190
Lățimea canelurii la dantură	0,050	0,050	0,050	0,020	0,070
Lățimea canelurii la butuc	0,030	0,030	0,050	0,015	0,050
Cota peste trei dinți	0,016	0,012	0,015	0,020	0,035

relativă a valorilor de duritate (56 — 58 HRC), în miez observîndu-se o repartizare neuniformă a feritei. În cazul călirii cu reîncălzire și al călirii în trepte austenita reziduală în strat este în proporție mai redusă și fin repartizată în masa de martensită. Miezul a prezentat, de asemenea, o structură bainito-feritică mai omogenă.

Duritatea în strat a avut valori de ordinul 60 — 64 HRC, iar în miez, de 38 — 42 HRC.

În cazul cementării, urmată de călire dublă, microstructura stratului a constat din martensită fină cu durități de ordinul 60 — 62 HRC, iar după călire în trepte, din martensită asociată cu carburi, avînd durități de 62 — 65 HRC.

Din cercetările experimentale pe roți dințate rezultă deci că atît din punct de vedere al micșorării deformațiilor, cît și al caracteristicilor mecanice și microstructurale, tehnologia optimă de tratament termic pentru roțile dințate din oțel de cementare o constituie cementarea sau carbonitrurarea, urmată de călirea în trepte.



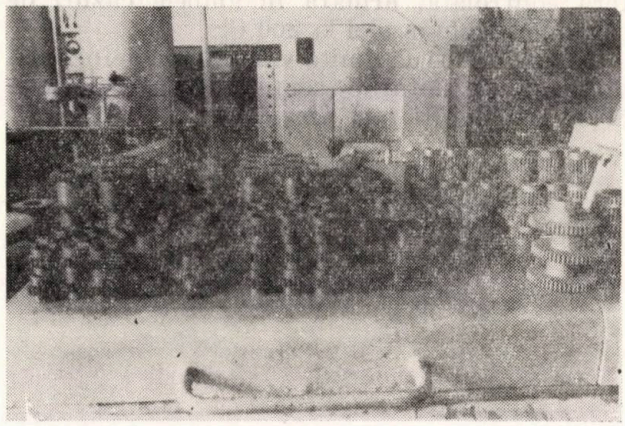


Fig. 17 —18. Roți dințate de la uzinele de mașini-unelte, tratate după tehnologia de tratament termic de cementare sau carbonitrurare, urmată de călire în trepte.

Tabela 2

Uzina	Denumire reper	Oțel	Ovalitatea la diametrul interior al canelurii	Conicitate	Deformație la cota peste dinți
F.M.U.A.B.	02051 02060 0319	18 MoCN 13	0—0,04 0—0,06	0,01—0,03 0,03—0,08	0,01—0,03 roți cu dantură helicoidală
Uzina de strunguri—Arad	3603 3004 A 3602 B 3003	21 MoMC 12 și 15 MoMC 12	0—0,05	0—0,045	0—0,04
Uzina mecanică—Cugir	14.02.015 14.02.04	17 MC 10	0—0,08	0,005—0,06	0—0,04
Uzinele „Înfrățirea"—Oradea	10—34 10—75 10—07 10—53	15 MoMC 12	0—0,07	0—0,055	0—0,04

Cercetări experimentale pe loturi semiindustriale

Pe baza rezultatelor obținute în încercările menționate în capitolul precedent s-au efectuat încercări semiindustriale pe loturi de 50 — 100 roți dințate din cîte 2 — 4 repere reprezentative din punct de vedere al complexității profilului roții dințate și al deformațiilor la tratament termic (fig. 17 și 18).

Roțile dințate s-au primit de la toate uzinele de mașini-unelte din M.I.C.M. și au fost confecționate din diferite oțeluri de cementare.

Tratamentul termic aplicat roților dințate a fost : cementare în gaz metan brut (sau prin picurare de benzen) sau carbonitrurare în atmosferă controlată, urmată în ambele cazuri de călire în trepte în ulei la 200°C.

În tabela 2 se dă limita valorilor de deformații obținute pe loturile semiindustriale de cîte 50 — 100 bucăți roți dințate.

Ca urmare a cercetărilor efectuate în fază semiindustrială s-a stabilit tehnologia de tratament termic a roților dințate din oțel de cementare pentru uzinele de mașini-unelte.

În prezent această tehnologie se aplică în mod curent la F.M.U.A.B. și la Uzina mecanică — Cugir.

BIBLIOGRAFIE

[1] Murray J. D. *Distortion in carburizing steels.* Automobile Engineer, nr. 5, mai, 1965, p. 2.

[2] Huges R. ș.a. *Zone carburizing gears close carbon control in gears.* Metal Progress, nr. 1, 1966, p. 85.

[3] Barfield C. J. *Precision components demand specialized heat treatment.* Metalworking Prod., aug., 1967, p. 33.

[4] Baicu Ștefania. *Tehnologiile optime pentru tratamentul termic al roților dințate din oțel.* Studiu de sinteză, București, I.D.T. 1968.

[5] Baicu Ștefania. *Elaborarea tehnologiei optime pentru tratamentul termic al roților dințate din oțel de cementare pentru mașini — unelte.* Studiu I.C.T.C.M., 1966, Simbol MAC.

Influenţa regimului de coacere asupra calităţii electrozilor siderurgici

Ing. I. TURBUŢIU,
Uzina „Carbochim" – Cluj

chim. GABRIELA REINHORN şi ing. EMILIA CORCIOVEI
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.3.035.222,2

L'INFLUENCE DU RÉGIME DE LA CUISSON SUR LA QUALITÉ DES ÉLECTRODES SIDÉRURGIQUES

On indique les résultats obtenus après l'étude de certains aspects technologiques de la cuisson des électrodes sidérurgiques en les rapportant aux aspects correspondants de la graphitisation.

Les essais ont été exécutés dans deux types de fours, en réalisant des diagrammes de chauffage différents, c'est-à-dire des vitesses différentes d'augmentation de la température et des températures finales de cuisson de 600—700°C et de 1 150°C.

L'examen de l'influence de ces deux paramètres — la vitesse de chauffage et la température finale — sur la qualité des électrodes cuits démontre l'utilité de l'emploi des diagrammes de chauffage durant la cuisson, établis en fonction des diamètres des électrodes, et de leur corrélation avec ceux qui concernent la graphitisation.

La graphitisation des électrodes cuits a été effectuée, dans les deux régimes thermiques, selon des diagrammes qui correspondent à la qualité des produits cuits, ce qui a permis d'observer les effets techniques et économiques des technologies étudiées.

Il résulte que l'adoption d'un type de cuisson des électrodes sidérurgiques doit être faite seulement sur la base d'une analyse d'ensemble des facteurs techniques et économiques, sans que la qualité des produits finis soit affectée.

INFLUENCE OF BURNING CONDITIONS ON OUALITY OF SIDERURGICAL ELECTRODES

The paper presents obtained results in investigating some technological aspects of the burning stage for siderurgical electrodes, in relation to the corresponding elements of the grafitization stage.

Tests were performed on two types of furnaces, working with different heating curves, respectively heating rates, and different final burning temperatures 600—700°C and 1150°C .

Investigations regarding the influence of these two parametra — heating rate and final temperature — on the quality of burned electrodes, emphasized the usefulness to work in the burning stage with distinct heating curves for various electrode cross sections, and the necessity to correlate them with the curves in the grafitization stage.

Subsequent grafitization of the electrodes, burned as above mentioned, followed curves suiting their as-burned quality, a matter which enabled to analyse technical and economic effects induced by the two different technological proceedings.

The paper emphasizes that, in choosing between different burning methods for siderurgical electrodes — all leading to a same final quality, one has to take into account a general survey of all technical and economic parametra involved.

Tehnologia de fabricaţie a electrozilor siderurgici cuprinde ca faze succesive: pregătirea materiilor prime, dozarea şi amestecarea lor, presarea prin extruziune a materialului dozat, coacerea şi grafitarea produselor presate şi, în final, prelucrarea mecanică a produselor grafitate brute.

O bună corelare a acestor faze, în sensul folosirii judicioase a capacităţilor de producţie şi al realizării parametrilor optimi în fiecare fază tehnologică, condiţionează realizarea unei productivităţi sporite şi nivelul calitativ al produselor finite.

În faza de coacere a electrozilor siderurgici, viteza de ridicare a temperaturii şi temperatura finală realizată reprezintă factori care influenţează direct calitatea produselor şi determină modul de conducere a tehnologiei în această fază. Astfel, porozitatea produselor cărbunoase coapte (amorfe) creşte la folosirea unor viteze mari de ridicare a temperaturii, concomitent fiind influenţată negativ rezistenţa mecanică a produselor. Rezistivitatea electrică este şi ea dependentă de temperatura finală.

De asemenea, legat de viteza de creştere a temperaturii în această fază trebuie privită şi alcătuirea corectă a schemelor sortimentale de încărcare, pentru evitarea fisurării produselor.

Toate aceste aspecte concură la adoptarea unor viteze de creştere a temperaturilor, mici şi riguros urmărite, în faza de plastifiere a liantului, concomitent cu degajarea materiilor volatile şi cu formarea scheletului de cocs, care conferă produselor caracteristici fizico-mecanice ridicate [1], [2].

În ceea ce priveşte alegerea temperaturii finale a fazei de coacere, nu există un punct unanim de vedere nici în literatura de speciali-

tate, nici în practica de producţie. O serie de brevete indică — ca temperaturi la care coacerea produselor este terminată — temperaturile de 300 — 1 100°C [3], [4], [5]. Din practica uzinelor producătoare de electrozi se desprind temperaturile de 600 — 1 200°C, ca folosite uzual pentru această fază.

Folosirea diferitelor temperaturi finale în faza de coacere reprezintă o practică caracteristică uzinelor, legată direct de tradiţii, de capacităţile cuptoarelor de coacere şi de grafitare şi de puterea instalaţiilor energetice aferente grafitării.

Coacerea produselor la temperaturi finale ridicate (1 100 — 1 200°C) conferă produsului copt (amorf) stabilitate termică — rezistenţă la şoc termic — şi o bună conductibilitate electrică, calităţi care fac posibilă folosirea acestor produse, ca atare, la diferite utilizări (electrozi amorfi, blocuri pentru căptuşirea cuvelor de electroliză etc.) sau trecerea lor în faza de grafitare, permiţînd o mărire a vitezei de încălzire în această fază.

Faza de coacere a produselor cărbunoase se realizează în cuptoare încălzite cu gaz — cu boltă sau fără boltă — şi în cuptoare electrice.

În cazul cuptoarelor încălzite cu gaz, încălzirea se face prin transmisia căldurii de la camerele de combustie la camerele încărcate cu produse cărbunoase, spre deosebire de cuptoarele electrice unde încălzirea se face direct în masa de electrozi, datorită efectului Joule.

S-au efectuat experimentări de coacere la temperatura finală de 1 150°C a circa 70 t electrozi (238 bare cu diametrul de 300 mm,

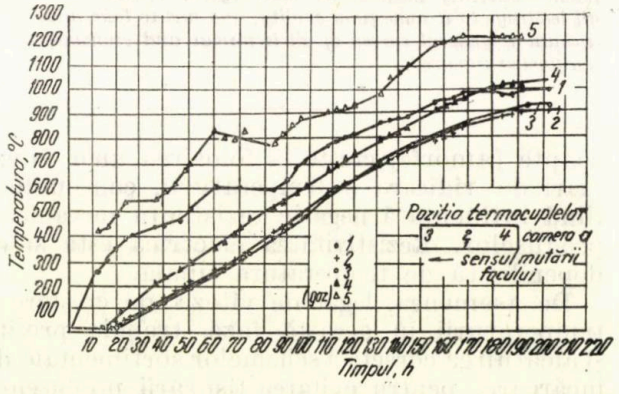


Fig. 1. Graficul încălzirii camerelor marginale la cuptorul II.

105 bare cu diametrul de 250 mm şi 27 bare cu diametrul de 200 mm), într-un cuptor (II) la care încălzirea se realizează prin transmisia căldurii la camera de electrozi de la ambele camere de combustie, acestea avînd fiecare în parte arzătoare dispuse la partea superioară. În acest caz camerele de combustie posedă o serie de şicane, care conduc gazele arse astfel încît se asigură uniformitatea temperaturilor pe înălţimea lor.

Rezultatele obţinute la aceste experimentări au fost comparate cu rezultatele obţinute la coacerea electrozilor la 600 — 700°C într-un cuptor (I) la care transmisia căldurii la camera de electrozi se face, într-o parte, direct de la camera de combustie, iar în cealaltă parte,

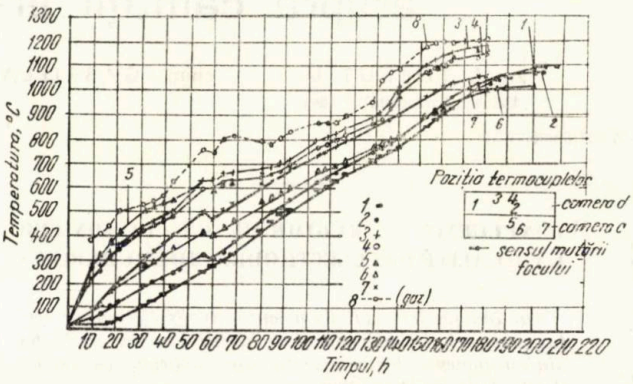


Fig. 2. Graficul încălzirii camerelor centrale la cuptorul II.

prin peretele unei camere încălzite de gazele arse, rezultate în camera de combustie şi aduse prin tiraj. La acest cuptor, arzătoarele sînt dispuse la baza camerei de combustie, care este împărţită în 12 celule, din care 8 sînt destinate arzătoarelor şi 4, tirajului [6].

La ambele tipuri de cuptoare gazele arse se recuperează şi se folosesc la preîncălzirea camerelor care urmează a fi supuse coacerii, aerul secundar necesar combustiei fiind preîncălzit pe seama răcirii camerelor la care a fost efectuată coacerea.

În cadrul experimentărilor de coacere a electrozilor, efectuate la temperatura finală de circa 1 150°C, în cuptorul II, electrozii au fost încărcaţi atît în camere centrale, cît şi în camere marginale.

Uniformitatea temperaturilor realizate în camerele cu electrozi a fost urmărită prin măsurarea temperaturilor în diferite puncte ale camerei, situate în diferite poziţii faţă de peretele camerei de combustie şi faţă de direcţia de mutare a focului.

În figurile 1 şi 2 sînt prezentate graficele încălzirii camerelor încărcate cu electrozi. Se observă că încălzirea nu este uniformă pe întreaga lungime şi lăţime a camerelor, diferenţele de temperatură fiind de circa 100 — 150°C între extremităţi (legat de direcţia de mutare a focului) şi de circa 200 — 300°C între punctele situate în centrul camerei şi cele din apropierea pereţilor.

Graficele de încălzire realizate la cuptorul I sînt redate în figura 3, punctele de măsurare fiind reprezentative pentru centrul camerelor. Ele ilustrează mersul mai menajat al fazei de coacere, în acest caz.

Întrucît intervalul de temperatură 200 — 500°C reprezintă intervalul în care degajările

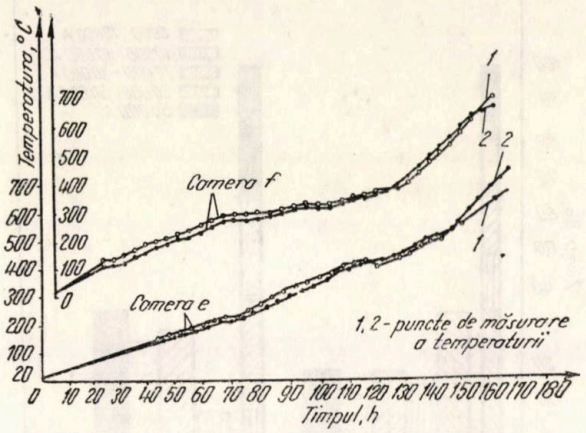


Fig. 3. Graficul încălzirii camerelor la cuptorul I.

de substanţe volatile şi transformările liantului produc cele mai mari neajunsuri privind calitatea produselor, care au ca efect direct fisurarea produselor, s-au analizat în mod special vitezele de ridicare a temperaturilor în acest interval.

Din graficul prezentat în figura 4 se observă că în cazul cuptorului II se ating viteze medii de creştere a temperaturii în această etapă, de circa 6°C/h în punctele din centrul camerelor, lîngă pereţi atingîndu-se valori de circa 9°C/h.

În cazul cuptorului I, din figura 5, reiese că, în acest domeniu critic de temperatură, viteza

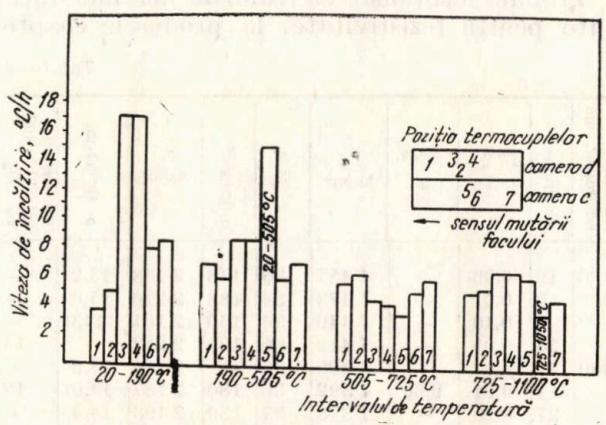


Fig. 4. Variaţia vitezei de încălzire la cuptorul II.

medie de creştere a temperaturii nu depăşeşte 3,8°C/h.

O consecinţă directă a vitezelor mai mari de ridicare a temperaturii, în perioada critică a procesului de coacere, în cuptorul II, pare a fi obţinerea unui procent mai ridicat de rebuturi după această fază. Astfel, în timp ce la cuptorul I se obţin circa 5% rebuturi la coacere, la cuptorul II s-au obţinut 10 — 14% în cazul electrozilor cu diametrul de 300 mm.

În ceea ce priveşte influenţa temperaturii finale realizate în faza de coacere asupra pierderii în greutate, se observă că, după această fază, produsele pierd din greutate circa 13%, în cazul temperaturii de 1 150°C, faţă de 9%, în cazul temperaturii finale de 600 — 700°C.

Modificările calitative obţinute la produsele coapte în cuptorul II, cu viteză de încălzire ridicată, în intervalul 200 — 500°C şi temperatură finală de 1 150°C, pot fi urmărite în tabela 1 şi comparate cu datele obţinute la produsele coapte în cuptorul I, prezentate în tabela 2.

Analiza datelor privind sortimentele cu diametre de 250 — 300 mm arată că, în cazul coacerii în cuptorul II, produsele prezintă porozităţi şi densităţi reale mai ridicate, legate

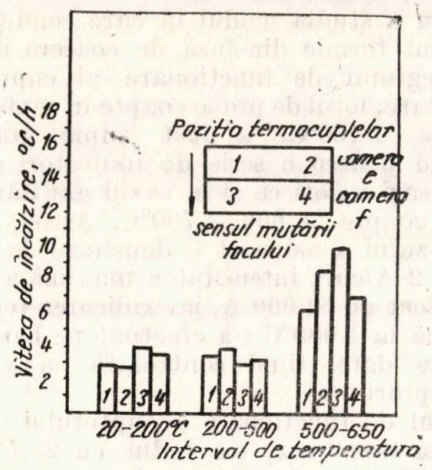


Fig. 5. Variaţia vitezei de încălzire la cuptorul I.

Tabela 1

Diametrul electrozilor, mm	Nr. grupei	V^{anh}, %	ρ_a, kg/m³	P, %	σ, kgf/cm²	ρ_r, kg/m³	ρ, 10^{-6} Ω·m
300	3	0,55	1 525	25	318	2 031	56,16
	6	0,45	1 511	26	—	2 054	—
	9	0,46	1 521	27	—	2 080	—
	7	0,61	1 474	28	—	2 040	—
	16	0,21	1 475	28	311	2 061	50,58
	24	0,62	1 462	29	—	2 068	—
	27	0,26	1 460	29	296	2 056	48,54
	5	0,76	1 460	30	—	2 074	—
	22	0,31	1 432	30	321	2 069	49,38
250	1	0,69	1 585	26	—	2 145	—
	8	0,62	1 479	27	—	2 035	—
	21	0,32	1 521	28	301	2 101	46,43
	18	0,30	1 473	29	255	2 077	51,66
	20	0,17	1 469	29	296	2 078	48,26
200	12	0,32	—	—	388	2 088	43,33
	10	0,49	1 590	23	331	2 073	42,92
	13	0,20	1 578	23	—	2 062	—
	11	0,34	1 499	27	316	2 063	50,09

Tabela 2

Diametrul electrozilor, mm	Nr. grupei	W^{anh}, %	ρ_a, kg/m³	P, %	σ, kgf/cm²	ρ_r, kg/m³	ρ, 10^{-6} Ω·m
300	1	0,58	1 520	21	317	1 932	50,86
	2	1,07	1 460	22	296	1 872	—
	3	1,22	1 469	23	—	1 906	56,52
	4	0,80	1 448	23	278	1 877	—
	5	0,71	1 444	24	324	1 897	—
	6	1,04	1 474	26	397	1 863	70,65
250	1	0,34	1 555	21	380	1 970	—
	2	0,48	1 536	21	428	1 937	81,95
	3	0,61	1 520	22	343	1 944	74,98
	4	0,46	1 459	25	357	1 948	84,10
	5	—	—	—	404	—	86,61

direct de scăderea rezistenţei la compresiune şi a rezistivităţii electrice.

Pentru a studia modul în care condiţiile de tratament termic din faza de coacere influenţează regimul de funcţionare al cuptoarelor de grafitare, lotul de probe coapte în cuptorul II, la circa 1 150°C, a fost supus grafitării, asigurînd pentru o serie de indicatori energetici aceleaşi valori ca şi în cazul grafitării produselor coapte la 600 — 700°C. Astfel, secţiunea miezului a asigurat o densitate de curent de circa 2 A/cm², intensitatea maximă a curentului a fost de 54 000 A, iar ridicarea temperaturii pînă la 1 000°C s-a efectuat pe baza unor diagrame date, fiind controlată cu ajutorul termocuplurilor.

Timpul de funcţionare a cuptorului de grafitare, în acest caz, s-a redus cu 25,7 %, iar perioada de timp în care s-a lucrat cu intensitate maximă, faţă de durata totală realizată, a reprezentat 35,4 %, în loc de 19,5 % în cazul grafitării produselor coapte la 600—700°C. De asemenea, temperatura de 1 000°C s-a atins într-un timp mai scurt cu 43,7 % decît în cazul produselor coapte în cuptorul I, care necesită o viteză de creştere mai lentă a sarcinii electrice, pentru menajarea produselor.

În tabela 3 şi în figura 6 sînt redate datele principale de funcţionare a cuptoarelor, care caracterizează mersul grafitării electrozilor copţi la 1 150°C, comparativ cu cel al electrozilor copţi la 600—700°C.

Tabela 3

Caracteristici	Coacere la 1 150°C	Coacere la 600—700°C
Tensiunea la 1 000°C, V	67	112
Intensitatea la 1 000°C, A	32 000	18 000
Tensiunea minimă, V	43	45
Tensiunea maximă, V	71	112
Intensitatea la tensiune maximă, A	28 800	18 000
Consumul specific de energie, kWh/t	5 690	6 868

Din aceste date se observă că sarcina preluată de cuptor, în cazul grafitării produselor coapte la temperaturi mai ridicate, se poate asigura la tensiuni mai mici şi că timpul de

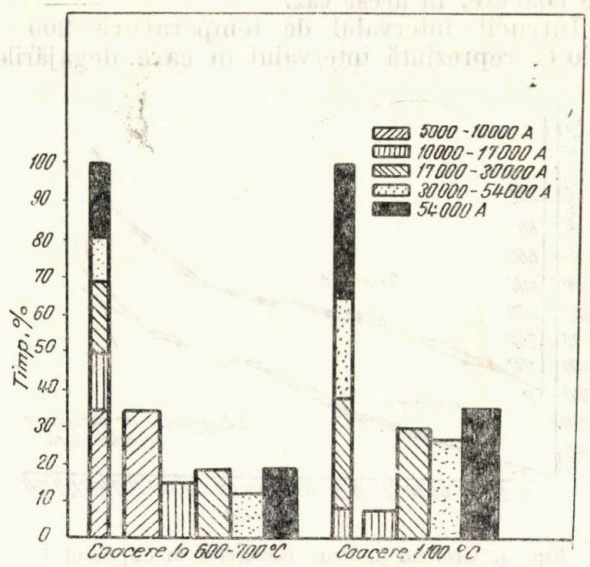


Fig. 6. Mersul grafitării.

funcţionare cu intensităţi ridicate este mult mai mare.

În ceea ce priveşte consumul specific de energie electrică realizat în acest caz, se observă o reducere considerabilă, de 1 178 kWh/t, ceea ce reprezintă o economie de energie de 17,1 %.

Caracteristicile electrozilor grafitaţi sînt prezentate în tabelele 4 şi 5, din care rezultă că valorile obţinute pentru toate produsele, indiferent de regimul termic folosit în faza de coacere, se situează în acelaşi domeniu de mărime.

Trebuie menţionat că valorile maxime obţinute pentru rezistivitate, la produsele coapte

Tabela 4

Diametrul electrozilor, mm	Nr. grupei	A^{anh}, %	S_t^{anh}, %	ρ_a kg/m³	P %	σ, kgf/cm²	ρ_r, kg/m³	ρ, 10^{-6}Ω·m	Reactivitate, vol. CO în 100 vol. CO_2
300	16	0,06	—	1 457	33	143	2 188	13,2	—
	9	0,01	—	1 473	34	188	2 220	15,0	—
	3	0,10	—	1 440	34	160	2 181	14,0	—
	23	0,05	—	1 412	36	195	2 212	—	14
	22	lipsă	—	1 409	36	—	2 189	18,5	—
	17	0,61	0,30	1 392	36	180	2 187	14,0	18
	27	0,29	—	1 378	37	159	2 198	18,4	—
	15	0,13	0,30	1 368	37	140	2 198	14,7	—
250	21	0,01	0,42	1 530	31	180	2 212	13,4	—
	19	0,08	—	1 449	34	200	2 189	15,7	—
	20	0,47	0,38	1 431	34	157	2 173	—	23
200	12	0,12	0,33	—	—	275	2 192	14,0	—
	13	0,23	0,28	1 457	33	236	2 183	15,0	13
	10	0,18	—	1 429	35	204	2 207	—	—

Tabela 5

Diametrul electrozilor, mm	Nr. grupei	A^{anh}, %	S_t^{anh} %	ρ_a, kg/m³	P, %	σ, kgf/cm²	ρ_r, kg/m³	ρ, $10^{-6}\ \Omega \cdot m$	Reactivitate, vol. CO în 100 vol. CO_2
300	1	0,03	0,34	1 467	34	144	2 218	12,5	11
	2	0,35	0,11	1 429	36	142	2 225	11,8	—
	3	0,07	0,16	1 428	36	145	2 222	12,8	19
	4	0,24	0,11	1 420	36	145	2 220	12,0	—
	5	0,08	0,12	1 394	37	141	2 205	13,6	—
	6	—	—	—	—	140	2 223	15,4	—
250	1	0,05	0,14	1 495	33	161	2 220	11,5	13
	2	0,04	0,12	1 419	35	153	2 200	13,3	—
	3	0,09	0,15	1 427	36	164	2 226	12,3	—
	4	0,13	0,15	1 361	39	142	2 246	11,8	9
	5	—	—	—	—	143	2 218	14,0	—

la 1 150°C, aparţin sortimentului cu diametrul de 300 mm, pentru care regimul termic rapid din faza de coacere nu a fost favorabil.

De asemenea, domeniul mai restrîns al rezistenţelor la compresiune pentru probele coapte la 600 — 700°C se datorează faptului că în acest caz nu a fost studiat şi sortimentul cu diametrul de 200 mm, la care această caracteristică atinge valori mai ridicate.

Concluzii

— Viteza de încălzire ridicată în intervalul critic de 200 — 500°C, realizată la cuptorul II, nu a influenţat calitatea electrozilor siderurgici cu diametrul pînă la 250 mm.

— Temperatura finală mai ridicată, în faza de coacere, îmbunătăţeşte caracteristicile produselor coapte, în sensul obţinerii unor densităţi reale mai mari şi a unor rezistivităţi electrice mai mici, dar nu modifică caracteristicile produselor grafitate.

— Pentru asigurarea calităţii dorite a produselor finite şi pentru folosirea cu un randament maxim a utilajelor, într-o uzină producătoare de electrozi siderurgici, este necesară corelarea graficelor de încălzire ale fazei de coacere cu cele ale fazei de grafitare.

— Adoptarea tipului de coacere a electrozilor siderurgici este în funcţie de o serie de factori economici, dintre care cei mai importanţi sînt: mărimea capacităţilor existente pentru cele două faze — coacere şi grafitare —, investiţiile şi amortizarea lor în cadrul fazei de coacere, consumurile specifice de energie electrică în faza de grafitare etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Metodo per il trattamento di manufatti artificiali di carbone, ad esempio elettrodi di carbone, mediante riscaldamento in forni ad anello scaldati a gas.* Brevetto per invenzione industriale N. 583009/1958.

[2] Atmanski A. I. şi Suhorukov I. F. *Vlianie temperaturnovo polia v kamere objigovoi peci na svoistva elektrodov.* Tvetnie mettali, nr. 3, 1966, p. 52—57.

[3] *** Brevet R.F.G. nr. 969036/1958.

[4] *** Brevet englez, nr. 874439 şi 874440.

[5] *** Brevet italian, nr. 599357/1959.

[6] Dăscălescu A. *Cuptorul fără boltă pentru coacerea electrozilor de cărbune. Calculul şi construcţia lui.* Revista de chimie, nr. 9, 1957, p. 580—590.

Cuptor de topire cu arc electric în vid sau în atmosferă de gaz inert

Ing. I. BÂSCOVEANU
Institutul de fizică atomică – București

CZ 621.745.555.

FOUR DE FUSION, À ARC ÉLECTRIQUE, SOUS VIDE OU EN ATMOSPHÈRE DE GAZ INERTE

On a réalisé, à L'Institut de physique atomique, un four de fusion, à arc électrique, sous vide ou en atmosphère contrôlée. Le four sert à fondre des métaux à haute température de fusion (Zr, Hf, Ti etc.) et à l'élaboration de leurs alliages, et assure leur pureté.

Le four peut fonctionner avec électrode consumable ou nonconsumable.

ELECTRIC-ARC MELTING FURNACE WITH VACUUM OR INERT-GAS ATMOSPHERE

The Institute for Atomic Physics achieved an electric arc melting furnace, working under vacuum or controled atmosphere. The furnace is used for melting refractory metals (Zr, Hf, Ti etc.) or for preparation of their alloys at a high-purity level.

The furnace may work with consumable or nonconsumable electrode.

În cadrul Laboratorului de materiale pentru tehnica nucleară de la I.F.A. s-a realizat un cuptor de topire cu arc electric lucrînd în vid sau atmosferă de gaz inert. Acest cuptor se folosește la topirea metalelor greu fuzibile (Cr, Ti, V, Zr, Hf, Mo etc.) și la elaborarea aliajelor acestora [1], [2], [3].

Metalele greu fuzibile și aliajele lor folosite în tehnica nucleară, spațială, sau în alte scopuri trebuie să se încadreze în anumite limite prescrise de compoziție chimică și puritate, lucru greu de realizat datorită reactivității chimice mari, a celor mai multe din ele, față de gazele obișnuite și de refractarele uzuale. Din aceste motive, topirea lor prin procedee constînd în încălzirea într-un creuzet de material refractar sub un strat de zgură, procedee aplicate în cazul metalelor folosite curent în tehnică, este aproape exclusă.

Pentru topire se folosesc cuptoare speciale în care temperaturile necesare se obțin mai frecvent cu ajutorul curenților electrici de înaltă frecvență, cu ajutorul arcului electric sau prin bombardament electronic. Aceste cuptoare trebuie să lucreze în vid sau în atmosferă de gaz inert.

Cuptorul cu arc electric în vid sau gaz inert permite obținerea temperaturilor ridicate, necesare pentru topirea metalelor greu fuzibile, elimină folosirea creuzetelor refractare cu dezavantajele lor (cost ridicat, fiind vorba de materiale cu refractaritate mare, stabilitate termică și rezistență la coroziune mari), exclude posibilitățile de impurificare exogenă a materialului topit și permite, în cazul aliajelor, să se obțină o compoziție chimică prestabilită. Este o instalație simplă, sigură în funcționare și poate fi realizată ușor și cu materiale ieftine.

Cuptorul se compune din următoarele părți: un creuzet de cupru răcit cu apă *1*, partea mijlocie *2*, pe care sînt prevăzute căile de legătură la pompele de vid și gaz inert, precum și un vizor *3*, partea superioară *6* constînd dintr-un silfon solidar cu un disc susținut pe arcurile de echilibrare *7*. Pe acest disc se mai montează un vizor și trecerea etanșă la vid a portelectrodului *5*.

Scheletul metalic *8* servește pentru fixarea creuzetului, a limitatorilor de cursă, ai părții superioare și este prevăzut cu platforma superioară pe care se fixează sistemul de antrenare *9* al șurubului de avans *10* (fig. 1).

Din metalul care urmează a fi topit și care se găsește sub formă de pulbere se prepară electrodul consumabil *4*, printr-o tehnologie pusă la punct în laborator.

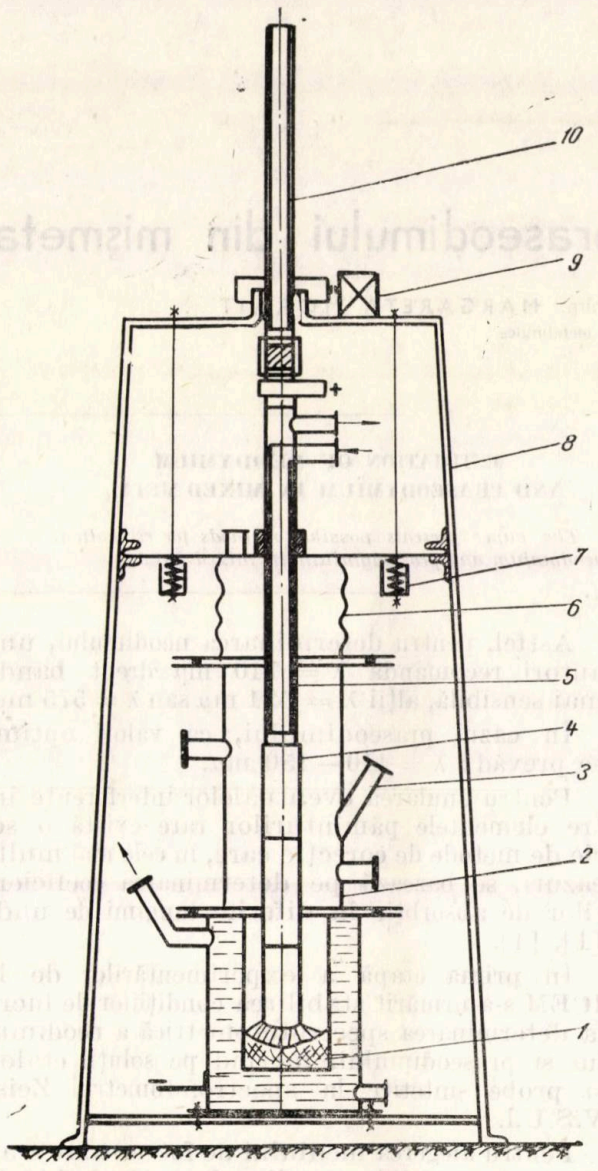


Fig. 1. Schema cuptorului cu arc electric în vid sau gaz inert.

Pentru realizarea vidului se foloseşte un cuplu de pompe-pompă de vid preliminar şi pompă cu difuzie.

Alimentarea cu energie electrică se face de la o sursă de curent continuu de joasă tensiune (80 V în gol) şi intensitate mare — un grup convertizor de sudură.

Cuptorul de topire cu arc electric în vid şi electrod consumabil este folosit, în Laboratorul de materiale pentru tehnica nucleară, pentru topirea zirconiului şi a aliajelor pe bază de zirconiu, pentru realizarea de oţeluri speciale, materiale folosite la fabricarea tecilor pentru combustibil nuclear. Cantitatea de metal care poate fi topită o singură dată este de circa 2 kg.

Cuptorul cu arc electric în vid sau gaz inert şi electrod consumabil poate prezenta interes şi pentru alte laboratoare şi întreprinderi metalurgice din ţară din cadrul M.I.M., M.I.C.M., M.I.Ch. etc. În alte ţări acest tip de cuptor — evident de capacitate mai mare — se foloseşte pentru producţia industrială a lingourilor de metale şi aliaje greu fuzibile.

Faţă de cuptoarele cu inducţie şi de cele cu bombardament electronic, în care se pot obţine aceleaşi temperaturi ridicate, cuptorul cu arc electric se distinge printr-o mare simplitate (inclusiv accesoriile) şi deci printr-un cost redus, exploatare uşoară şi siguranţă în funcţionare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Miller L. G. *Zirconium.* Butterworths Scientific Publications, Londra, 1954.

[2] Herenguel F. *Métallurgie spéciale.* Tome III, Inst. Nat. des Sciences et Techniques Nucléaires, Saclay, 1962.

[3] Lustman B. şi Kerze F. The metallurgy of zirconium. Mc Graw-Hill Book Company. inc. New York, Toronto, Londra, 1955.

Determinarea neodimului şi praseodimului din mişmetal

Chim. ERICA MUSTĂCESCU şi chim. MARGARETA MORAIT
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.018.24 : 543.062 : 669.856/857

LA DÉTERMINATION DU NÉODYME ET DU PRASÉODYME CONTENUS DANS MICHMETAL

On présente les possibilités de détermination du néodyme et du praséodyme contenus dans michmetal.

ESTIMATION OF NEODYMIUM AND PRASEODYMIUM IN MIXED METAL

The paper presents possible methods for estimating neodymium and praseodymium in mixed metal

Neodimul şi praseodimul se aseamănă din punct de vedere fizic şi chimic cu celelalte elemente ale grupei pământurilor rare, astfel încît o separare individuală a lor prezintă dificultăţi deosebite.

Deoarece însă ionii de neodim şi praseodim prezintă spectre de absorbţie caracteristice în domeniul vizibil, există posibilitatea determinării lor pe cale spectrofotometrică.

Numeroase lucrări de specialitate analizează aspecte legate de : influenţa mediului în care se face determinarea, lungimile de undă optimă, interferenţa altor elemente şi mijloacele de corecţie [1] —[5].

Ţinînd seamă de influenţa pe care o pot avea anionii asupra benzilor caracteristice ale elementelor pământurilor rare în general şi asupra neodimului şi praseodimului în special, unii autori recomandă determinarea lor sub formă de nitraţi [2], [3], perclorați [1], [5] şi cloruri [4].

Mai puternic se manifestă influenţa cationilor ; s-a ajuns la concluzia că uraniul, fierul, cuprul, cromul, nichelul, manganul, vanadiul şi transuranienele deranjează în cea mai mare măsură determinarea elementelor pământurilor rare şi, de aceea, se tinde la îndepărtarea cît mai avansată a acestor elemente înainte de fotometrare [1]. De asemenea, în anumite condiţii, elementele pământurilor rare interferă reciproc, generînd o serie de erori a căror mărime depinde nu atît de cantitatea de element interferent prezentă, cît de proporţia în care acesta se află faţă de elementul de dozat [1], [4].

Alegerea lungimii de undă adecvate este în funcţie de absorbţia maximă obţinută pentru elementele care interesează, de posibilităţile de interferare ale acestora cu alte elemente şi de natura mediului.

Astfel, pentru determinarea neodimului, unii autori recomandă $\lambda = 740$ mμ drept bandă mai sensibilă, alţii $\lambda = 521$ mμ sau $\lambda = 575$ mμ.

În cazul praseodimului, ca valori optime se prevăd : $\lambda = 440-450$ mμ.

Pentru anularea eventualelor interferenţe între elementele pământurilor rare există o serie de metode de corecţie care, în cele mai multe cazuri, se bazează pe determinarea coeficienţilor de absorbţie în diferite lungimi de undă [1], [4].

În prima etapă a experimentărilor de la ICEM s-a urmărit stabilirea condiţiilor de lucru la determinarea spectrofotometrică a neodimului şi praseodimului, lucrînd pe soluţii etalon şi probe sintetice la spectrofotometrul Zeiss V.S.U.1.

Pentru alegerea mediului de fotometrare s-au făcut încercări în mediu de acid clorhidric 10% şi de acid azotic 10%. Întrucît în primul caz s-au obţinut extincţii mai mici, s-a ales mediul azotic pentru continuarea lucrărilor.

Lucrînd cu soluţii etalon, cu conţinut de 100 mg Nd şi Pr în 50 cm³, s-au trasat curbele de absorbţie pentru fiecare element, stabilind că absorbţia maximă pentru neodim se situează la $\lambda = 580$ mμ iar pentru praseodim la $\lambda = 444{,}5$ mμ (fig. 1).

Curbele de etalonare construite pentru fiecare element în parte, în domeniul de concentraţie 12,5—200 mg metal/50 cm³, au prezentat un aspect liniar, urmînd legea lui Lambert-Beer (fig. 2).

Pentru a urmări influenţa reciprocă a celor două elemente, pe soluţii sintetice, conţinînd neodim şi praseodim în proporţii apropiate de cele aflate în mişmetal, s-au trasat din nou curbele de etalonare respective, obţinîndu-se o perfectă suprapunere a acestor curbe cu cele

trasate pentru fiecare element separat, ceea ce dovedeşte că neodimul şi praseodimul nu interferă în condiţiile de lucru alese.

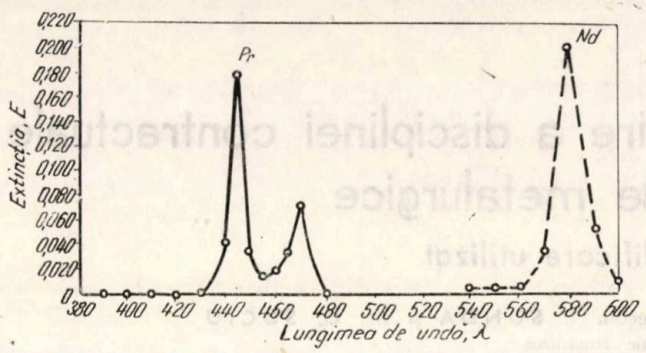


Fig. 1

S-a studiat influenţa lantanului şi a ceriului asupra spectrelor de absorbţie ale neodimului şi praseodimului, prin efectuarea de determinări spectrofotometrice pe probe sintetice, conţinînd Ce, La, Nd, Pr, Sm, în proporţii asemănătoare cu compoziţia mişmetalului.

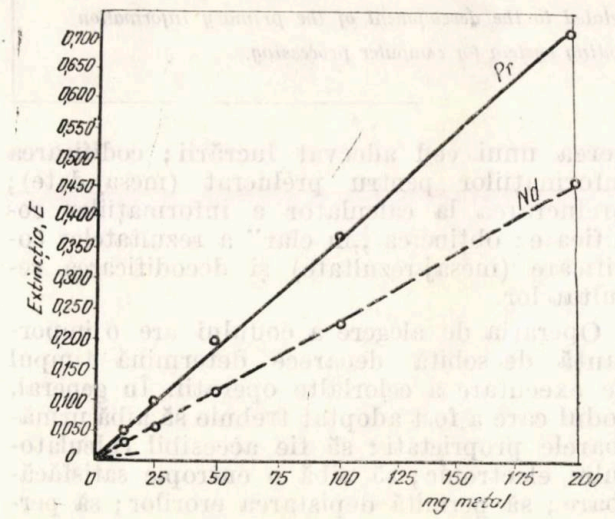


Fig. 2

Rezultatele au confirmat conţinutul în neodim şi praseodim, ceea ce duce la concluzia că lantanul şi ceriul nu interferă în acest caz.

După stabilirea condiţiilor de lucru pentru determinarea spectrofotometrică a neodimului şi praseodimului, s-a pus problema aplicării lor la mişmetal. În acest caz apar şi aspecte de separare a grupei elementelor pămînturilor rare de celelalte elemente care pot deranja determinarea. S-a constatat experimental că este suficientă o precipitare a elementelor pămînturilor rare sub formă de oxalaţi, principalul element interferent fiind fierul; precipitări alternative de hidroxizi şi oxalaţi, precum şi reprecipitări ale acestora nu au dus la mărirea preciziei rezultatelor, complicînd în schimb mersul analizei. Oxizii de neodim şi praseodim, obţinuţi prin calcinarea oxalaţilor, sînt solubilizaţi cu acid azotic 10% pentru a crea mediul optim pentru fotometrare. Rezultatele obţinute la determinările de neodim şi praseodim se prezintă în tabela 1.

Tabela 1

Nr. probei	Neodim			Praseodim		
	Găsit, %	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %	Găsit, %	Eroare absolută, mg	Eroare relativă, %
1	20,19	+0,24	1,20	5,63	−0,35	5,85
2	19,70	−0,25	1,25	5,99	+0,01	0,16
3	19,60	−0,24	1,20	6,12	+0,14	2,34
4	19,85	−0,10	0,50	5,76	−0,22	3,67
5	19,98	+0,03	0,15	5,77	−0,21	3,51
6	20,11	+0,16	0,80	6,11	−0,13	2,17
7	19,50	−0,45	2,25	6,20	+0,22	3,67
8	20,49	+0,54	2,70	6,10	+0,12	2,00
9	20,32	+0,37	1,85	6,02	+0,04	0,66
10	19,80	−0,15	0,75	6,14	+0,16	2,67

BIBLIOGRAFIE

[1] Vickery R. C. D. *Analytical Chemistry of the Rare Earths.* Vol. 3, Pergamon Press, Oxford, Londra, New-York, Paris, 1961, p. 35–53, p. 58–62, p. 64–79.

[2] Schoeller W. R. şi Powell A. R. *The Analysis of Minerals and Ores of the rares elements.* Londra, Charles Griffin and Co. Ltd. 1955, p. 98–105.

[3] Vinogradov A. P. şi Riabcicov D. I. *Metodi opredelenia i analiza redkih elementov.* Moscova, Izdatelstvo Akademii Nauk S.S.S.R., 1961, p. 156–164, p. 170–171.

[4] Richter H. şi Zobel D. *Bestimmung von kleinen Mengen Praseodim, Neodym und Samarium mit dem Zeiss — Spektrophotometer.* Jenaer Rundschau, nr. 1, 1964, p. 205–210.

[5] *Unicam. Method Sheets.* Unicam Instruments L.T.D. Cambridge, 1965, p. 35–38.

Sistem automatizat de urmărire a disciplinei contractuale în întreprinderile metalurgice

Sistemul de codificare utilizat

Ing. I. DOBRIN, fiz. C. CHIRICA, econ. I. SUNDA şi fiz. O. SUCIU
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.1.013.5 : 338.062 – 52

SYSTÈME AUTOMATISÉ POUR CONTRÔLER LA DISCIPLINE CONTRACTUELLE DANS LES ENTREPRISES MÉTALLURGIQUES

On expose une série de problèmes et d'aspects se rapportant à l'élaboration du système de codification de l'information primaire en vue du travail sur le calculateur électronique.

AUTOMATIC ORDER TRACKING SYSTEM FOR METALLURGICAL PLANTS

The paper presents a series of problems and aspects related to the development of the primary information coding system for computer processing.

După cum s-a menţionat în articolul [1], pentru prelucrarea informaţiilor economice cu calculatoare electronice este necesară adaptarea lor conform cerinţelor acestora.

Lucrările economice comportă redarea a o serie de denumiri de : secţii, calităţi, dimensiuni, indicatori economici etc., care în diferite situaţii depăşesc cu mult, ca număr de semne, cifra care indică valoarea lor. De exemplu în mesajul :

Productivitatea muncii 0,40
sau
Ţagle pentru ţevi laminate rotund din oţel aliat ..... 420 t

pentru redarea valorii se utilizează 3 – 4 semne, în timp ce pentru redarea denumirii se utilizează 21 sau, respectiv, 41 semne.

Acest mod de redare a mesajelor nu este convenabil a fi utilizat în cadrul lucrului la calculatorul electronic, deoarece lungeşte timpul de rezolvare a problemelor, de zeci sau de sute de ori.

Pentru a evita acest lucru se utilizează aşanumitul procedeu de codificare, care constă în asocierea unor simboluri numerice sau alfanumerice, pentru denumirile din mesaj. În acest fel se uşurează foarte mult prelucrările de analiză şi sortare a informaţiilor în calculator, iar dimensiunile mesajului-date cît şi cele ale mesajului-rezultate sînt mult mai reduse şi mai uşor de manipulat.

Etapele principale ale efectuării unei lucrări folosind procedeul de codificare sînt : alegerea unui cod adecvat lucrării ; codificarea informaţiilor pentru prelucrat (mesaj-date) ; prelucrarea la calculator a informaţiilor codificate ; obţinerea „în clar" a rezultatelor codificate (mesaj-rezultate) şi decodificarea rezultatelor.

Operaţia de alegere a codului are o importanţă deosebită deoarece determină timpul de executare a celorlalte operaţii. În general, codul care a fost adoptat trebuie să aibă următoarele proprietăţi : să fie accesibil calculatorului electronic ; să aibă o entropie satisfăcătoare ; să permită depistarea erorilor ; să permită o codificare şi o decodificare uşoară şi să permită eventuale completări ; să permită sortări, ordonări, intercalări etc., din punct de vedere al problemei concrete, cu un număr minim de operaţii.

Din aceste motive, la C.S.H. s-a adoptat un cod numeric zecimal cu o structură uniformă, cod care satisface în cea mai mare măsură proprietăţile enumerate.

În cadrul prezentei lucrări a fost necesară codificarea unor informaţii privind laminatele care constituie obiectul contractelor şi denumirea beneficiarului de metal.

Codul laminatelor este format din cinci grupe (în total zece cifre), reprezentînd :

— grupa I — două cifre din care prima indică secţia de laminare, iar a doua, proveniența oţelului laminat ;

— grupa a II-a — două cifre indicînd sortimentul de plan de stat;

— grupa a III-a — trei cifre indicînd dimensiunea;

— grupa a IV-a — trei cifre indicînd marca oţelului.

De exemplu, laminatul codificat 3212203003 are următoarea semnificaţie defalcată pe grupe de cifre :

Grupa				
I		II	III	IV
3	2	12	203	003
Laminorul de sîrmă	Oţel provenit de la OSM 2	Profile uşoare	I 12	OL 38

S-a arătat că prima grupă a codului indică linia de laminare (prima cifră) şi provenienţa oţelului (a doua cifră). La o analiză sumară indicarea provenienţei oţelului pare inutilă din punct de vedere al urmăririi disciplinei contractuale, privind însă în perspectivă este evident că în acest mod se creează posibilitatea ca în viitor, prin extinderea prelucrării automate a informaţiilor să se ajungă, pe lîngă stabilirea programului de elaborare a oţelului, şi la automatizarea gestiunii stocurilor.

Acest mod de codificare pentru laminate permite, în urma prelucrării pe calculator a evidenţei primare, centralizarea producţiei pe secţii de laminoare, sortimente de plan, tipodimensiuni şi calităţi.

*Codul beneficiarilor** este format din două grupe de cifre (în total cinci cifre) :

— grupa I — două cifre indicînd ministerul şi, în cadrul acestuia, direcţiile generale beneficiare, centrale, şi

— grupa a II-a — trei cifre care reprezintă întreprinderea beneficiară. De exemplu, beneficiarul 21003 are următoarea semnificaţie defalcată pe grupe de cifre :

Grupa	
I	II
21	003
M.I.M. D.G.A.D.	Baza de aprovizionare nr. 3 — Iaşi

Această codificare permite, cînd este necesar, obţinerea unor grupări ale sarcinilor contractuale în funcţie de beneficiarii de metal. Pentru uşurarea alegerii unui sistem de codificare corespunzător se indică limitele numerice ale grupelor de cifre pentru codificarea utilizată la combinatul de la Hunedoara :

Nr. grupei de cod	Limitele numerice ale codului	Denumirea mesajului codificat
Codul laminatelor		
I	10—94	Secţia de laminare plus sursa de la care a provenit oţelul
II	00—12	Sortimentele de plan de stat
III	000—099	Dimensiunile oţelului laminat pătrat
	101—173	Dimensiunile oţelului laminat rotund
	201—233	Dimensiunile oţelului laminat ca profil special sau fasonat
	301—560	Dimensiunile oţelului laminat plat
	601—699	Dimensiunile oţelului cornier cu laturi egale
	730—805	Dimensiunile oţelului cornier cu laturi neegale
	821—829	Dimensiunile oţelului laminat platină
	835—849	Dimensiunile oţelului laminat sîrmă la cald
	850—880	Dimensiunile oţelului laminat pentru şuruburi, nituri şi piuliţe
	900—986	Dimensiunile oţelului laminat sub formă de bandă
IV	000—040	Mărci de oţel carbon necalmat
	061—063	Mărci de oţel carbon calmat
	201—331	Mărci de oţel slab aliat şi aliat
Codul beneficiarilor *		
I	10—21	Marii beneficiari din M.I.C.M.
	31—35	Marii beneficiari din M.I.M.
	36—86	Alţi mari beneficiari (Ministere, Consilii populare, Consiliul Superior al Agriculturii etc.).
II		Beneficiari direcţi din :
	001—005	D.G.U.C.R.-M.I.C.M.
	001—008	D.G.U.E.M.C. — M.I.C.M.
	001—012	D.G.U.P.M. — M.I.C.M.
	001—016	D.G.A.T.R. — M.I.C.M.
	001—010	D.G.M.A. — M.I.C.M.
	001—016	D.G.M.R.C.N. — M.I.C.M.
	001—021	D.G.M.E.E. — M.I.C.M.
	001—010	D.G.M.U. — M.I.C.M.
	001—012	D.G.M.I.E.M. — M.I.C.M.
	001—003	D.G.L.C.M. — M.I.C.M.
	001—004	D.G.A.D. — M.I.M.
	001—014	D.G.S. — M.I.M.
	001—008	D.G.T.T.C. — M.I.M.
	001—011	D.G.M.R. — M.I.M.
	001—003	D.G.L.C.M. — M.I.M.
	001—045	Alţi beneficiari direcţi

După cum se observă, sistemul de codificare utilizat are avantajul de a fi deschis (limita superioară a unei grupe sau componente nu corespunde limitei inferioare a grupei componentei următoare), permiţînd introducerea unor noi mesaje care vor primi codul în continuarea celor existente.

Astfel, dacă se introduce o nouă marcă de oţel carbon calmat în fabricaţie, ea va primi

* Codul beneficiarilor este în curs de modificare în funcţie de noua structură organizatorică a ministerelor şi întreprinderilor beneficiare de metal.

codul 164 pentru grupa a IV-a de cifre din codul laminatelor, iar un nou beneficiar direct din cadrul D.G.A.D. — M.I.M. va primi codul 005 pentru grupa a II-a din codul beneficiarului.

Atît structura uniformă a codurilor, cît şi diferitele incompatibilităţi care pot apărea la un moment dat între unele din cele cinci grupe indicate anterior, permit depistarea erorilor de codificare. Astfel sînt depistate mesajele care nu se încadrează în sistem şi unele erori prin detectarea incompatibilităţii grupelor de cifre.

De asemenea, uniformitatea codurilor, ca structură, facilitează în mare măsură căutările, sortările şi ordonările pe care le implică rezolvarea problemei disciplinei contractuale.

În general, sistemul de codificare adoptat este satisfăcător la ora actuală din toate punctele de vedere, fără pretenţia de a-l considera ca cel mai bun posibil şi definitiv.

Sistemul de codificare prezentat este un sistem realizat la nivelul întreprinderii, permiţînd obţinerea unor informaţii (secţia care a produs oţelul, secţia care a laminat oţelul, caracteristicile de calitate detaliate etc.) de primă importanţă pentru organele tehnice şi economice de conducere a producţiei în întreprinderi.

Aceste informaţii privite la un alt nivel de conducere (ministere, C.S.P. etc.) îşi pierd din importanţă. Astfel, la acest nivel nu mai este importantă care oţelărie sau secţie de laminare de la C.S.H. a produs şi prelucrat metalul dar devin importante alte informaţii privind o clasificare mai generală a oţelurilor (laminat la cald, la rece, oţel calmat sau necalmat etc.).

Dat fiind această situaţie se consideră că în cadrul M.I.M. este necesar un sistem de codificare pe două nivele: unul la nivelul întreprinderilor şi centralelor, al doilea, la nivelul ministerului, deoarece un cod unitar care să satisfacă ambele cerinţe devine mult prea lung şi greu de manipulat.

Se menţionează că la nivelul ministerului sistemul de codificare este în curs de realizare.

Întrucît Centrala de la Hunedoara posedă şi o codificare internă, prezentată mai sus, rezultă că este necesară realizarea trecerilor de la un nivel la altul folosind echipamentul de calcul. Acest lucru va permite redarea, în sistemul de coduri existent la nivelul ministerului, a tuturor informaţiilor solicitate de diferitele lui organe de la întreprinderi unde informaţiile circulă codificate la nivelul acestora.

Există deci numeroase motive care demonstrează că problema codificării în acest domeniu este deschisă şi pasibilă dezvoltării şi îmbunătăţirii ei.

Într-un articol următor va fi tratată problema prelucrării informaţiilor privind disciplina contractuală, la calculatorul electronic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobrin I., Chirica C., Sunda I. şi Suciu O. *Sistem automatizat de urmărire a disciplinei contractuale în întreprinderile metalurgice. Fluxul informaţional.* Metalurgia nr. 10, 1968, p. 611.

Posibilităţi de utilizare a plăcilor din aşchii de lemn (P. A. L.) în construcţia de modele

Dr. ing. V. VULCU şi ing. C. SAMOILĂ
Institutul politehnic – Braşov

CZ 621.762.2 : 669.181

POSSIBILITÉS D'UTILISATION DES PANNEAUX AGGLOMÉRÉS EN COPEAUX DE BOIS DANS LA CONSTRUCTION DES MODÈLES

Après une analyse des matériaux disponibles et sur la base de plusieurs essais de laboratoire, on a pu conclure que, parmi les matériaux employés dans la menuiserie de modèles, les premiers à citer sont les panneaux agglomérés en copeaux de bois (STAS 6438–61). L'utilisation de ces matériaux, mis à part les avantages économiques, permet la réduction de la quantité de matériaux nécessaires à la construction des modèles (boîtes de noyaux) et en même temps diminue considérablement la main-d'oeuvre requise par cette construction. L'emploi des panneaux en bois présente, bien entendu, des avantages et des désavantages, détaillés dans l'article.

ON THE POSSIBILITY OF USING CHIPBOARDS IN THE DESIGN OF PATTERNS

An analysis of the available materials and a series of laboratory tests have revealed the possibility of using chipboards (STAS 6438–61) as a prime material in pattern shops. In addition to economic advantages, the utilization of chipboards results in a reduction of the amount of materials used in pattern design (core boxes), and simultaneously to considerably lower labour requirements. When used for this purpose, chipboards have quite obviously both advantages and shortcomings which are discussed in details in the paper.

Utilizarea materialelor lemnoase în construcţia de modele nu este o noutate, lemnul fiind probabil unul dintre primele materiale utilizate pentru construcţia utilajului tehnologic din turnătorie. Dat fiind aspectul tehnologic şi cel economic al utilizării diverselor materiale în construcţia de modele, trebuie spus că lemnul rămîne unul din principalele materiale utilizate în acest domeniu, mai ales dacă se are în vedere faptul că, la baza confecţionării pieselor prin turnare, în cazul producţiei individuale, de serie mică, mijlocie sau mare, stă aproape în toate cazurile un model din lemn. În această situaţie, o dată cu creşterea volumului de piese turnate, şi mai ales cu varietatea şi complexitatea lor, va trebui să crească implicit volumul de material lemnos care se va consuma pentru construcţia modelelor şi a cutiilor de miez în atelierele de modelărie. Dar cum în ultimul timp se pune problema reducerii volumului de masă lemnoasă exploatată din pădure, se pune implicit şi problema reducerii consumului de semifabricate din lemn, acolo unde acest lucru este posibil, sau utilizarea unor materiale cu proprietăţi inferioare şi bineînţeles cu un preţ de cost redus. În ultimii ani, în industria lemnului din România s-au pus la punct şi se produc pe scară industrială o serie de semifabricate din lemn de calitate inferioară care, în anumite condiţii, pot înlocui cu succes lemnul masiv de calitate superioară, utilizat în construcţia de modele. Se pune însă problema care din aceste semifabricate din lemn poate fi utilizat în turnătorie şi în ce măsură satisface el cerinţele actuale ale construcţiei de modele şi de cutii de miez.

Analizînd această problemă, s-a ajuns la concluzia că, în afară de plăcile din aşchii de lemn (P.A.L.), nici unul dintre semifabricatele produse nu se situează, în ce priveşte preţul de cost, sub nivelul sau cel puţin la acelaşi nivel cu lemnul masiv folosit actualmente în modelărie. Acest lucru reiese de altfel şi din tabelele 1 şi 2, unde se dă preţul de cost (aproximativ) pentru cîteva semifabricate din lemn.

Din această cauză, în cele ce urmează se vor prezenta cîteva aspecte tehnologice şi economice pe care le ridică acest material în cazul utilizării lui în construcţia de modele şi de cutii de miez. Datele referitoare la acest material vor fi arătate comparativ cu lemnul de brad, cel mai frecvent utilizat în construcţia de modele.

Proprietăţile fizico-mecanice ale plăcilor aglomerate din aşchii de lemn, în comparaţie cu cele ale lemnului de brad, sînt cele date în tabela 3.

Tabela 1

Denumirea produsului	Calitatea	Grosimea, mm	12 mm				18 mm				24 mm			
		Lungimea, m	3–3,50		4–6		3–3,50		4–6		3–3,50		4–6	
		Lățimea, cm	8–16	17–30	8–16	17–30	8–16	17–30	8–16	17–30	8–16	17–30	8–16	17–30
Lemn de brad			Prețul, lei/m³											
	Extra A	scînduri	1 333	1 400	1 400	1 466	1 201	1 267	1 267	1 400	1 201	1 267	1 267	1 333
	Extra B	scînduri	833	900	833	900	833	900	833	900	833	900	833	900
	cl. III	scînduri	800	833	833	867	667	734	700	800	667	747	700	800
	cl. IV	scînduri	667	700	700	734	534	600	600	667	586	600	600	667

Tabela 2

Denumirea produsului	Grosimea, mm	Prețul cu ridicata al întreprinderii, lei/m³		
		A	B	C
Plăci din așchii de lemn triplu stratificate nehidrofugate	8	1 314	1 249	1 021
	12	1 238	1 184	955
	16	1 195	1 129	901
	19	1 140	1 086	869
	22	1 097	1 042	836
	25	1 064	1 010	804

Așa după cum rezultă din tabela 2, plăcile din așchii de lemn au proprietăți fizico-mecanice inferioare lemnului de brad, dar după cum se va vedea în cele ce urmează ele pot fi utilizate cu rezultate bune în construcția anumitor părți ale modelelor și cutiilor de miez.

Avantajele pe care le prezintă utilizarea acestui material în turnătorie sînt multiple, astfel:

— micșorarea consumului de material lemnos masiv, în special de lemn de brad, care este cel mai frecvent utilizat în construcția de modele și de cutii de miez;

— micșorarea prețului de cost al modelelor în general;

— posibilitatea utilizării unor semifabricate tipizate pentru construcția de modele în cazul producției de unicate;

— micșorarea greutății modelului și în același timp a deșeurilor care rezultă la prelucrarea materialului lemnos brut;

— în cazul unor raze mari se poate deforma, pentru a le reproduce, fără a se secționa sau deteriora;

— poate fi utilizat și pentru confecționarea unor plăci de formare.

În literatură se dau exemple în care, la construcția unor modele de dimensiuni mari s-a economisit, în cazul utilizării unui m³ de plăci aglomerate, pînă la 2—2,5 m³ material lemnos masiv, reducîndu-se în același timp, cu 200—300 h, timpul de lucru pentru construcția modelelor.

Analizînd domeniul de utilizare al acestui material în funcție de prețul de cost, de proprietățile mecanice și de posibilitățile de prelucrare, trebuie spus că el se limitează mai ales la confecționarea unor suprafețe mari (plane) ale modelelor și cutiilor de miez. Bineînțeles că nu se exclude nici posibilitatea de utilizare a acestui material, în cazul unor modele și al unor cutii de miez de dimensiuni mici de serie mică, mai ales dacă se ține seamă de faptul că se livrează sub formă de plăci avînd dimensiuni diferite. După datele expuse în STAS 6438—61 se poate deduce că există o gamă largă de posibilități de alegere a materialului în funcție de dimensiunile modelului sau ale cutiei de miez care se construiește.

Una din problemele principale pe care le ridică utilizarea acestor materiale în construcția de modele este și posibilitatea de a efectua îmbinările impuse de construcția dată. Nu se recomandă a se construi din P.A.L. muchiile sau colțurile modelelor și cele ale cutiilor de miez, din cauza rezistenței reduse a materialului. În construcția de modele se recomandă soluțiile date în figurile 1 și 2, unde muchiile și scheletul de rezistență sînt construite din alt material (brad, stejar etc.).

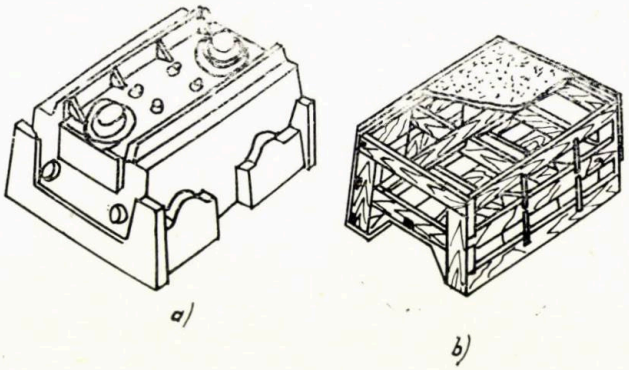


Fig. 1. Construcția unui model avînd elementele de rezistență și muchiile orizontale din lemn de brad, iar suprafața activă din P.A.L.:
a — aspectul exterior al modelului; *b* — elementele pentru consolidarea modelului pe care se aplică plăcile din așchii de lemn

În ceea ce privește confecționarea muchiilor și a colțurilor, precum și a altor elemente solicitate, trebuie menționat că această restricție se referă la confecționarea muchiilor orizontale care, în timpul îndesării amestecului,

Tabela 3

Denumirea materialului	Caracteristica	Unitatea de măsură	Valoarea		
Lemn de brad cu umiditate de 12%	Contracţia volumică (+v)	%	10—12,5		
	Duritatea în secţiune transversală	kgf/cm²	<350		
	Rezistenţa la compresiune paralelă (cu fibrele)	kgf/cm²	450—600		
	Rezistenţa la tracţiune longitudinală (faţă de fibre)	kgf/cm²	750—900		
	Rezistenţa la încovoiere statică (paralel cu fibrele)	kgf/cm²	650—850		
	Rezistenţa la forfecare (paralel cu fibrele)	kgf/cm²	<65		
Plăci din aşchii de lemn (P.A.L.) la umiditate de 8 ± 1%	Umflarea în grosime după 24 h imersie		A	B	C
	– Plăci hidrofugate - Plăci nehidrofugate	% %	max. 8 max. 18		
	Încovoiere statică la o grosime a plăcii de :				
	8—12 mm	kgf/cm²	min. 220		min. 200
	16—19 mm	kgf/cm²	min. 200		min. 120
	22—25 mm	kgf/cm²	min. 180		min. 160
	Rezistenţa la tracţiune paralel cu suprafaţa plăcii la o grosime a plăcii de :				
	8—12 mm	kgf/cm²	100		100
	16—19 mm	kgf/cm²	90		80
	22—25 mm	kgf/cm²	80		60
	Rezistenţa la tracţiune perpendicular pe suprafaţa plăcii ce are o grosime de :				
	8—12 mm	kgf/cm²	min. 4,0		min. 3,0
	16—19 mm	kgf/cm²	3,5		2,5
	22—25 mm	kgf/cm²	3,0		2,0

pot fi uşor deteriorate cu bătătorul manual sau pneumatic. Muchiile verticale (fig. 3) pot fi construite fără alte artificii, deoarece sînt mai puţin solicitate în timpul îndesării formelor.

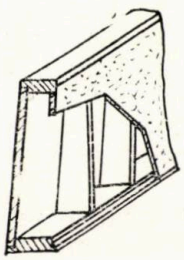


Fig. 2. Modul de îmbinare a plăcilor din aşchii de lemn cu elemente de rezistenţă din lemn.

Pentru diverse cutii de miez, unde muchiile nu ajung să fie proeminente înspre interior, nu se impune o întărire specială, ele putînd fi construite din lemn cu o configuraţie ca aceea dată în figura 4, urmînd însă ca în partea de sus a cutiei elementele să fie consolidate aşa cum se arată în figura 2.

Pentru a preveni deformarea suprafeţelor mari la modele şi la cutii de miez, din cauza eforturilor la care sînt supuse, se recomandă consolidarea acestora cu ajutorul unor nervuri din lemn masiv, care să se îmbine prin încleiere sau cu ajutorul unor cuie, aşa cum se arată în detaliu în figura 5.

Consolidarea suprafeţelor mari cu nervuri trebuie făcută ţinînd seamă şi de eforturile la care sînt supuse aceste suprafeţe, cunoscut fiind faptul că în general aceste modele sînt utilizate la executarea manuală a formelor

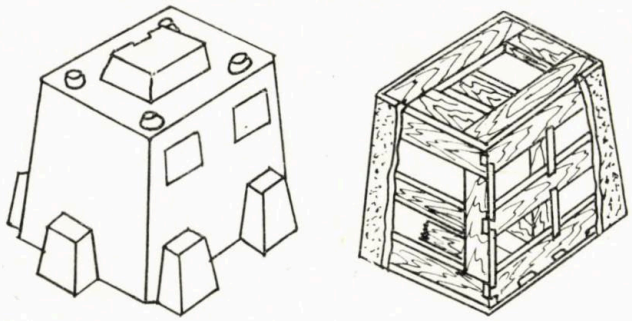


Fig. 3. Aspectul exterior al unui model şi modul de placare cu P.A.L. a suprafeţelor active şi a muchiilor verticale.

(sau, uneori, cu capul centrifug). În funcţie de forţa de presare şi de grosimea plăcii utilizate, distanţa dintre aceste nervuri, în cazul suprafeţelor orizontale (cazul cel mai defavorabil), poate fi de 400—700 mm, cel mult de 800 mm. Materialul din care se construiesc nervurile nu trebuie să aibă un coeficient de contracţie diferit şi o diferenţă de umiditate mai mare de 8—10 % faţă de placa din aşchii de lemn.

La consolidarea modelelor şi a cutiilor de miez cu nervuri, acestea nu trebuie lipite pe

tăţii dimensionale a modelelor. Dacă se analizează cazul în mai multe variante se constată că, printr-o protecţie corespunzătoare a suprafeţei modelului, care să împiedice contactul direct cu apa din amestecul de formare, modi-

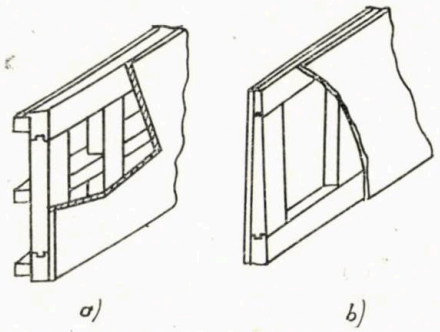


Fig. 4. Construcţia unor elemente ale modelelor din P.A.L.

ficările de volum şi respectiv tensiunile care iau naştere în model sînt minime şi nu influenţează negativ precizia dimensională a pieselor turnate. În cazul cel mai defavorabil, şi anume cel al menţinerii materialului în condiţii de umiditate ridicată (10—12 %) timp de 24, respectiv 48 h (situaţie întîlnită în cazul modelelor mari care servesc la executarea unor forme care urmează a se turna în stare uscată), modificarea de volum (deci deformarea) a materialului avînd suprafaţa activă diferit prelucrată este aproximativ aceea dată în tabela 4.

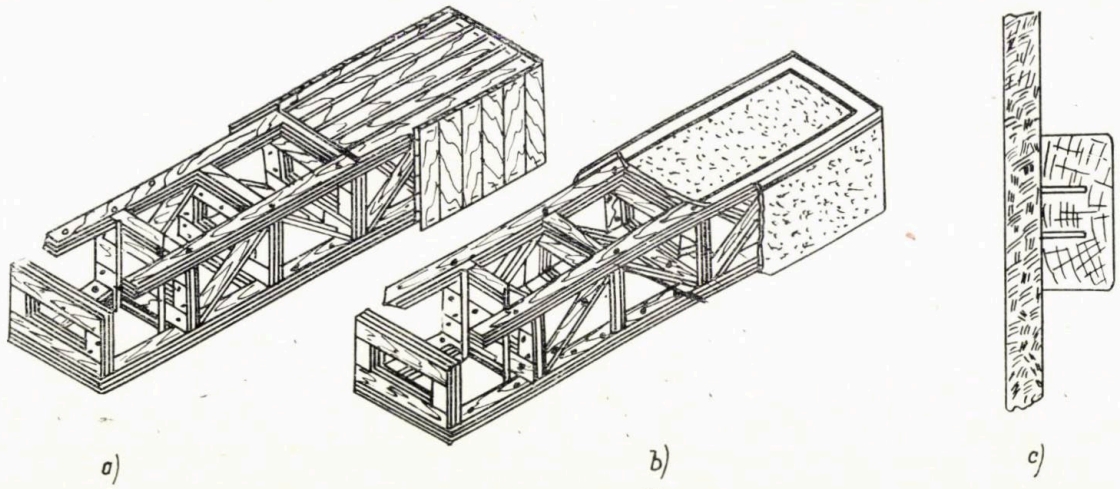


Fig. 5. Confecţionarea unui model de dimensiuni mari :
a — din lemn masiv; *b* — din P.A.L. pe suport din lemn masiv; *c* — consolidarea suprafeţelor active ale modelului construite din P.A.L. cu nervuri din lemn

întreaga suprafaţă, ci numai din loc în loc, aşa cum de altfel se întîmplă atunci cînd îmbinarea se face cu ajutorul cuielor. Dimensiunile nervurilor sînt cele cunoscute din construcţia curentă a modelelor.

O problemă importantă care trebuie avută în vedere în această situaţie este acţiunea umidităţii amestecului de formare asupra stabili-

După unele date din literatură creşterea modelului, după o săptămînă de menţinere în formă în contact cu amestecul umed, este de aproximativ 16—22 mm (dar acest caz nu se întîlneşte în practica efectuării formelor decît foarte rar).

Aşa cum rezultă din tabela 4, printr-o prelucrare corespunzătoare făcută cu scopul de

Tabela 4

Modul de prelucrare a suprafeței epruvetei din P.A.L.	Creșterea în volum, %, la o umiditate de 10–12%	
	după 24 h	după 48 h
În stare inițială	9,7	10,2
Vopsită pe o parte cu nitrolac	6,8	7,8
Vopsită pe ambele părți cu nitrolac	3,6	5,3
Vopsită pe o parte cu nitrolac și pe una cu ulei ars	4,5	5,8
Vopsită pe o parte cu nitrolac și pe una cu parafină	1,9	2,1
Vopsită pe o parte cu vopsea de ulei	7,0	8,0
Vopsită pe ambele suprafețe cu vopsea pe bază de ulei	6,7	8,1
Vopsită pe o parte cu vopsea și pe o parte cu ulei ars	8,1	8,2
Vopsită pe o parte cu vopsea de ulei și pe o parte cu parafină	3,7	4,2

a elimina acțiunea nefavorabilă a umidității din amestec, acest material poate înlocui, în anumite cazuri, în bune condiții, lemnul de brad pentru construcția de modele, mai ales pentru cazurile în care modelul nu rămîne mult timp în contact cu amestecul de formare.

Pentru prelucrarea suprafeței se pot utiliza chituri și vopsele obișnuite, dar cele mai recomandabile sînt acele pe bază de rășini epoxidice și nitrolacurile. Suprafața modelului care nu reproduce cavitatea formei sau a miezului se recomandă a se prelucra cu ulei ars sau cu parafină, în scopul de a preveni umflarea din cauza umidității mari a amestecului de formare. După STAS 6438–61 valoarea modificării de volum în cazul imersiunii totale a materialului în apă pentru plăci hidrofugate este de maximum 8%, iar pentru plăci nehidrofugate, de maximum 18%; bineînțeles că aceasta este situația cea mai defavorabilă. În cazurile întîlnite frecvent, placa ajunge în contact cu amestecul avînd o umiditate de maximum 7–8%, pe o singură suprafață, care la rîndul ei este protejată în toate cazurile cu ajutorul unor vopsele sau materiale hidrofobe.

În cadrul construcției modelelor și a cutiilor de miez, fixarea diverselor elemente tehnologice de ghidare sau extragere se va face în toate cazurile în dreptul nervurilor de întărire.

În concluzie, se poate afirma că, deși are un domeniu limitat de utilizare, acest material prezintă și multe avantaje în cazul folosirii lui în construcția de modele și de cutii de miez.

Astfel, se reduc substanțial deșeurile care rezultă la prelucrare, deoarece se elimină operațiile de prelucrare a materialului lemnos brut înainte de utilizare. De asemenea, volumul de material lemnos se poate reduce și prin utilizarea unor plăci cu grosime corespunzătoare eforturilor la care este supus modelul, în comparație cu lemnul masiv, de unde rezultă economii la prețul de cost atît prin reducerea consumului de material, cît și a manoperei de prelucrare.

Posibilitatea de a obține după prelucrare suprafețe mari, curate și netede, faptul că la construcția modelelor nu trebuie urmărită orientarea fibrelor într-un anumit sens, pentru a evita deformările, deschide largi posibilități de utilizare a acestui material în construcția utilajului tehnologic pentru turnătorie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Istrate V. *Utilajul și tehnologia fabricării plăcilor din așchii și fibre de lemn.* București, E.D.P., 1967.

[2] * * * STAS 6438–61. *Plăci din așchii de lemn (P.A.L.).*

[3] Filipovici J. *Studiul lemnului.* București, E.D.P., 1966.

[4] Krejoi Jan. *Pouažiti aglomeravaneho dreva prin vyrobe modelu.* Slévárenstvi, nr. 5, 1963.

[5] Bužik J. și Cibulka V. *Thnologicke postupy vyroby modelul spouzitim drevotriškovych desek.* Slévárenstvi, nr. 5, 1963.

[6] Jakl J. *Vyuziti valkoplšnych materialu v modelavne.* Slévárenstvi, nr. 4, 1964.

[7] Krejici J. *Dřevotviskave desky pry vyrobe modelu.* Slévárenstvi, nr. 9, 1961.

Procedee actuale pentru fabricarea pulberii de fier prin metoda reducerii directe

Ing. OV. HĂTĂRĂSCU şi ing. E. STOICOVICI
Institutul de cercetări metalurgice – Bucureşti

CZ 621.672.2 : 669.181

Dezvoltarea rapidă a industriei constructoare de maşini, ca urmare a cerinţelor mereu crescînde ale civilizaţiei, a dus la creşterea necesarului de pulbere de fier de calitate superioară. Aproape în paralel, domeniile de utilizare a pulberii de fier s-au lărgit, astfel: fabricarea fierului pur pentru oţelărie, tăierea metalelor, modificarea fontei sau a oţelului etc.

În acest context cercetările de laborator şi pilot pentru producerea pulberii de fier prin metoda reducerii directe au început să ia amploare, pe baza lor realizîndu-se instalaţii industriale cu productivităţi ridicate. Comparativ cu alte procedee de fabricare a pulberii de fier ca, de exemplu, procedeul R. Z., procedeele de reducere directă permit obţinerea unei pulberi de fier de aceeaşi calitate, la un preţ de cost mult mai scăzut.

Numărul şi varietatea procedeelor pentru reducerea directă a minereurilor este destul de mare, nu toate însă fiind axate pe producerea pulberii de fier. Pentru a le putea distinge mai bine se va face o clasificare a lor în funcţie de temperatură, natura agentului reducător, tipul cuptorului de reducere, produsul obţinut etc. [1].

În funcţie de temperatura de reducere se deosebesc procedee de reducere la temperaturi joase (500—1 100 °C), din care rezultă un produs în stare solidă sub formă de bucăţi, pelete sau pulbere de fier, şi procedee de reducere la temperaturi înalte (peste 1 650 °C), unde produsul obţinut se află în stare lichidă (fontă sau oţel). Excepţie de la această clasificare o face procedeul Krupp-Renn, care are loc la o temperatură intermediară (1 250—1 300 °C) şi care asigură obţinerea lupelor de fier.

Din punct de vedere al naturii reducătorului utilizat se deosebesc următoarele procedee:

— Procedee care folosesc combustibili solizi. Acestea prelucrează minereuri de fier mărunte şi în majoritatea cazurilor reducerea are loc într-un cuptor rotativ (SL/RN, Krupp-Renn, Krupp-Eisenschwam, Höganäs etc).

— Procedee care folosesc gaze obţinute în urma gazeificării combustibililor solizi (Wiberg, Finsider). Cu ajutorul unor astfel de procedee se pot reduce toate minereurile sub formă de bucăţi.

— Procedee de reducere cu gaze, din care se disting două categorii:

— procedee care folosesc pat fluidizat, care prelucrează minereurile fine şi din care rezultă pulberea de fier (H-Iron, Novalfer-ONIA, Esso-Fior);

— procedee cu pat fix pentru minereurile sub formă de bucăţi (H. y. L., ICEM, Madaras, Purofer etc.).

După tipul cuptorului, procedeele de reducere se diferenţiază prin aceea că folosesc cuptor rotativ, cuptor vertical cu cuvă, cuptor ciclon, cuptor tunel etc.

În funcţie de produsele rezultate, se disting procedee de reducere care urmăresc obţinerea de fontă lichidă, feroaliaje lichide, burete de fier, lupe, pulbere de fier şi oţel lichid.

Aspecte fizico-chimice ale reducerii oxizilor de fier. Reducerea oxizilor de fier a făcut obiectul unor multiple cercetări. În continuare se prezintă cîteva rezultate obţinute din chimia fizică a reacţiilor de reducere a oxizilor de fier şi concluziile care se desprind privitor la obţinerea pulberilor de fier.

Agenţii reducători utilizaţi în orice proces de reducere directă sînt în final: carbonul, hidrogenul, oxidul de carbon sau un amestec între ultimii doi. Din diagrama de echilibru a reducerii oxizilor de fier, stabilită de Chaudron, rezultă că hidrogenul este un reducător mai puternic la temperaturi înalte, iar oxidul de carbon este un reducător mai puternic la temperaturi joase. Ca urmare a reacţiei Bell-Boudouard utilizarea oxidului de carbon sau a unui gaz care conţine oxid de carbon pentru reducerea oxizilor de fier la temperaturi joase (chiar şi la 900 °C) dă naştere la depuneri fine de carbon în porii produsului obţinut după reducere. Dacă reducerea are loc la o temperatură mai mare de 925 °C, oxizii de fier sînt reduşi la Fe γ care are tendinţa de a absorbi carbonul pentru formare de austenită. Carburarea este cu atît mai mare, cu cît raportul CO_2: CO este mai mic [2], [3]. În ambele cazuri, pentru utilizarea în metalurgia pulberilor a produsului obţinut este necesar un tratament de decarburare. Trebuie să se ţină seamă că reacţiile de reducere cu oxid de carbon, exceptînd reducerea de la Fe_3O_4 la FeO, sînt exoterme şi folosirea lui duce la îmbunătăţirea bilanţului termic al procesului de reducere.

Spre deosebire de oxidul de carbon, hidrogenul permite obţinerea unui produs lipsit de carbon.

Pe aceste considerente, multe procedee de reducere directă axate pe fabricarea pulberii de fier folosesc drept agent reducător hidrogenul sau gazele formate în principal din hidrogen (Esso-Fior, H — Iron etc.).

Reducerea cu carbon solid, pe lîngă faptul că are nevoie de o mare cantitate de căldură, fiind puternic endotermă, necesită temperaturi înalte, unde reacţia intermediară de regenerare a bioxidului de carbon cu ajutorul carbonului se produce cu o viteză mai mare. Din cauza conductibilităţii termice scăzute a minereului, aducerea cantităţii de căldură necesară din exterior complică, în mod considerabil, procesul. La acestea se mai adaugă şi faptul că uneori produsul obţinut, datorită carbonului rezidual, necesită un tratament suplimentar de decarburare (Höganäs).

În prezent este aproape unanim recunoscut că reducerea unei bucăţi de oxid de fier, cu ajutorul agenţilor reducători gazoşi, se face de la suprafaţă spre centru şi are loc prin intermediul unor straturi de oxizi intermediari — wustită şi magnetită — în cazul cînd temperatura de reducere este mai mare de 570 °C, sau numai de magnetită, în cazul cînd temperatura de reducere este sub 570 °C.

Potrivit schemei propuse de Mc. Kewan şi prezentată în figura 1, la reducerea unui oxid de fier sub formă de pelete aceste straturi au formă concentrică. Fierul redus, care ia naştere în timpul procesului, formează un înveliş sub care se găsesc zone de wustită, magnetită şi, în centrul peletei, un miez de hematită.

S-a stabilit destul de precis că stratul de fier este destul de poros, exceptînd cazul cînd reducerea porneşte iniţial de la magnetită, cu hidrogen [4].

Această porozitate permite accesul liber al gazului, de la exteriorul peletei spre interfaţa wustită-fier. Hidrogenul sau oxidul de carbon reacţionează cu wustita formînd fier

iar vaporii de apă sau bioxidul de carbon se mişcă liber înapoi, prin stratul de fier, pînă la curentul de gaz reducător.

Pentru a arăta transformările care au loc în următoarele straturi, Edström a conceput schema arătată în figura 2 în care sugerează variaţia conţinutului de oxigen pe raza peletei de oxid de fier. Stratul de wustită, aşa după cum se ştie, are o concetraţie variabilă de oxigen, crescînd de la 23%, la limita cu stratul de fier, pînă la 25%, la limita cu stratul de magnetită.

Wustita ca şi magnetita cristalizează în sistem cubic cu feţe centrate unde atomii de fier sînt aşezaţi în spaţiile interstiţiale ale atomilor de oxigen. Variaţia conţinutului de oxigen în straturile de wustită şi magnetită se datorează existenţei lacunelor de fier. Acestea dau posibilitatea ca fierul să difuzeze cu uşurinţă prin reţeaua oxigenului, de la interfaţa fier-wustită la interfaţa wustită-magnetită.

O parte din fierul ajuns în contact cu magnetita, datorită lacunelor de fier, difuzează prin acestea pînă la interfaţa magnetită-hematită. Înainte ca difuziunea prin magnetită să se producă, are loc o reacţie în stare solidă între cealaltă parte a fierului şi magnetită:

$$Fe_3O_4 + (4x-3)\,Fe = 4\,Fe_xO$$

În hematită nu sînt lacune de fier şi fierul ajuns la interfaţa magnetită-hematită nu poate difuza. Hematita dispare la interfaţa magnetită-hematită pe măsură ce fierul ajunge prin difuziune în magnetită ca urmare a reacţiei:

$$Fe + 4Fe_2O_3 = 3Fe_3O_4$$

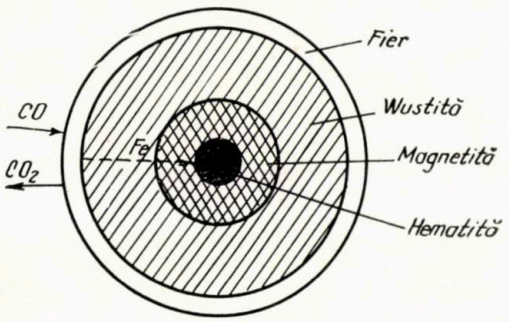


Fig. 1. Structura topochimică a unui oxid de fier în timpul procesului de reducere cu oxid de carbon sau cu hidrogen.

Trebuie să se menţioneze că înaintea acestei reacţii hematita α care cristalizează în sistem hexagonal suferă o transformare în hematită γ, care cristalizează în acelaşi sistem cu magnetita.

O particularitate deosebit de interesantă a procesului de reducere, semnalată de Edström, este reducerea magnetitei cu hidrogen. Conform observaţiilor sale, magnetita nu poate fi redusă mai mult de 85% cu hidrogen şi la o temperatură mai mare de 600 °C. Fenomenul acesta nu mai are loc în cazul reducerii cu monoxid de carbon şi nici chiar cu hidrogen, la temperaturi mai mici de 600 °C. Pe baza cercetărilor efectuate s-a constatat că oprirea procesului de reducere a magnetitei este cauzată de către straturile de fier care se depun pe granulele de wustită. Hidrogenul poate difuza prin acest strat de fier, dar gazele mai grele ca H_2O, CO, CO_2 nu. Fenomenul nu are loc la temperaturi sub 600 °C deoarece reducerea are loc fără intermediul wustitei care nu apare sub 600 °C.

Reducerea magnetitei cu CO se poate face total. Acest lucru se datorează în mare măsură carburării stratului de fier prin trecerea monoxidului de carbon. În contact cu bioxidul de carbon format după procesul de reducere, carbonul reacţionează la interfaţa fier-wustită, formînd două molecule de CO. Prin aceasta se măreşte presiunea sub stratul de fier care la un moment dat este sfărîmat, permiţînd reducerea în continuare a oxidului de fier. Acest fenomen a mai fost semnalat şi de profesorul Wiberg care a studiat variaţia vitezei de reducere a magnetitei cu hidrogen şi oxid de carbon, în funcţie de temperatură (fig. 3). Se observă în cazul hidrogenului o scădere a vitezei de reducere în intervalul 650—900 °C [5].

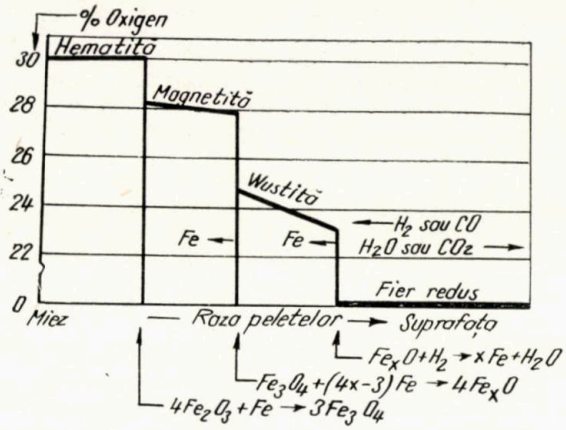


Fig. 2. Reprezentarea schematică a mecanismului reducerii unei pelete din oxid de fier cu hidrogen sau cu oxid de carbon.

Cînd hematita este redusă fie cu H_2, fie cu CO, stratul de fier care se formează este în întregime poros şi permeabil la gaze, întrucît trecerea de la hematită la magnetită se face concomitent cu schimbarea sistemului de cristalizare. De aceste constatări trebuie să se ţină seamă în procesele de fabricare a pulberii de fier prin metoda reducerii directe care utilizează ca materie primă ţunderul, deoarece acest material conţine o cantitate mare de magnetită.

Concluziile lui Edström privind reducerea oxizilor de fier cu hidrogen par să fie confirmate într-o mare măsură de cercetările recente, efectuate de Cambon (Franţa) [6]. Potrivit acestor cercetări viteza de reducere a unui minereu depinde foarte mult de temperatura de reducere şi de tipul minereului. În ceea ce priveşte tipul minereului, Cambon a clasificat minereurile de fier în două categorii: minereuri pure, avînd conţinutul de fier foarte ridicat şi din care se poate obţine pulberea de fier, şi minereuri impure, cu un anumit procent de gangă.

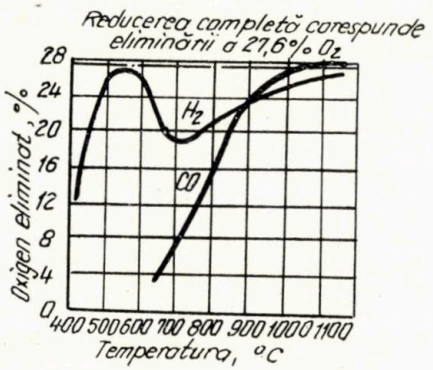


Fig. 3. Variaţia vitezei de reducere a magnetitei cu hidrogen sau cu oxid de carbon, în funcţie de temperatură.

Minereurile impure sînt caracterizate printr-o viteză de reducere care scade treptat, pînă la atingerea unei reduceri complete, şi care este cu atît mai mare, cu cît temperatura este mai ridicată.

La minereurile cu conținut mare de fier (peste 68% Fe) s-au observat particularități importante la reducerea cu hidrogen. Astfel, în cazul acestor minereuri nu se poate obține o reducere completă folosind hidrogen decît la temperaturi mai mici de 550°C sau mai mari de 900°C. Între aceste temperaturi oxizii de fier pot fi reduși numai pînă la un grad de reducere de 75 — 80%. S-au făcut experiențe de reducere cu scăderea bruscă a temperaturii, din intervalul 550—900°C pînă sub 550°C, în momentul cînd gradul de reducere atingea limita maximă, fără însă a se obține o reducere totală. După răcirea completă a probei pînă la atingerea gradului de reducere (80 %) și apoi prin continuarea reducerii la aceeași temperatură s-a putut realiza o reducere totală.

Întreruperea procesului de reducere, în cazul minereurilor pure cînd reducerea se face cu hidrogen la o temperatură între 550 și 900°C și cînd gradul de reducere atinge 78 — 80%, este legată de fenomenele de recristalizare a fierului redus.

Fierul redus în aceste condiții are tendința de a se cristaliza la suprafața unui grăunte de wustită. Această carapace este impermeabilă pentru vaporii de apă ce se formează în timpul reducerii. Sub 550°C fenomenul nu apare deoarece nu are loc apariția wustitei. De asemenea, peste 900°C probabil se mărește mult viteza de difuzie a vaporilor de apă.

Continuarea reducerii, după ce minereul parțial redus a suferit o răcire completă, se datorează distrugerii scoarței de fier în timpul răcirii.

Pe baza acestor considerații de ordin teoretic, s-au conceput procedee de reducere directă pentru obținerea de pulberi de fier, care să evite fenomenele menționate. Astfel, unele procedee realizează reducerea minereurilor bogate cu hidrogen, la temperaturi de 700°C, în două stadii, obținînd grade de reducere ridicate. În alt caz reducerea se face la temperaturi sub 550°C.

Un adaos de cîteva procente de carbon în oxizii de fier, folosind o temperatură ridicată și un gaz cu un conținut bogat în hidrogen, permite realizarea unui produs cu un înalt grad de reducere.

Unele procedee de reducere directă. Ca o exemplificare a celor menționate se prezintă principiile pe care se bazează cîteva procedee de reducere, axate în special pe producerea pulberii de fier, care au ajuns în fază industrială :

Procedeul Höganäs. Este aproape cel mai vechi procedeu de reducere directă ; a fost inventat de E. Sieurin și aplicat industrial la Höganäs (Suedia meridională) din anii 1911. Această instalație se compune din două cuptoare inelare, avînd o capacitate totală de producție de ordinul a 25 000 t pulbere de fier/an.

Deși este foarte vechi, iar pulberea de fier are un preț de cost destul de ridicat, procedeul Höganäs deține supremația în producția pulberii de fier (cca. 60% din acest produs se fabrică în instalații de tip Höganäs a căror capacitate se ridică la 100 000 t pulbere de fier/an [7], [8]).

Inițial procesul se desfășura în felul următor : se umpleau creuzetele refractare cu straturi alternative de minereu cu granulație fină și praf de cocs sau huilă ; după umplere, aceste creuzete erau introduse în camerele unui cuptor circular și încălzite la 1 200°C cu ajutorul gazului de gazogen, introdus în cuptor, și al căldurii degajate prin combustia oxidului de carbon eliberat în cursul reducerii. Pentru absorbția sulfului existent în agentul reducător, oxidul de fier se amesteca cu calcar sau cu dolomită măcinată.

După procesul de reducere, în care buretele de fier se aglomera sub formă de „turte" și se extrăgea din creuzetele refractare, varul și cenușa erau îndepărtate.

Turtele erau sfărîmate și supuse unui tratament suplimentar pentru obținerea pulberii de fier, care consta din încălzirea buretelui de fier într-un cuptor tubular, în curent de hidrogen, la temperatura de 900°C. În aceste condiții se putea micșora mult cantitatea de oxigen și carbon rezidual.

Procedeul Höganäs a fost mult modernizat în ultimii ani prin construirea noilor instalații la : Riverton (S.U.A.), avînd o capacitate de 30 000 t/an ; Oxelösund (Suedia), cu o capacitate de 30 000 t/an și Monterrey (Mexic), cu o capacitate de 10 000 t/an.

Deoarece pentru deservirea cuptorului inelar era nevoie de o manoperă destul de mare, s-a înlocuit acest cuptor cu unul de tip tunel, cu o lungime mai mică, și compartimentat în trei zone : încălzire, reducere și răcire.

În cuptor, vagonetii care conțin fiecare cîte două creuzete, stau cîte 90 h, din care 30 h la temperatura de 1 200°C.

O altă ameliorare s-a adus prin înlocuirea creuzetelor din șamotă cu creuzete din carbură de siliciu, cu o durată medie de funcționare mult mai mare. Prin încărcarea inelară a minereului în creuzete se obține burete de fier de formă tubulară, această metodă prezentînd avantaje importante de reducere.

S-au putut mecaniza, de asemenea, încărcarea creuzetelor și extragerea din ele a buretelui de fier.

După curățare, care se face cu minimum de pierderi, turtele se sparg în bucăți, se supun tratamentului final de decarburare și apoi sînt măcinate pentru a se obține pulberea de fier.

Ca materie primă se folosesc supraconcentratele de fier, care conțin peste 70% Fe, ca magnetite de Malmberg sau Grängesberg.

După reducere buretele de fier obținut conține : 96 — 97% Fe_{tot} ; 93% Fe_{met} ; 0,25% C ; 0,010%S.

După tratamentul de decarburare în curent de hidrogen se ajunge la un produs care conține 98% Fe_{tot} ; 97 — 98% Fe_{met} și 0,1%C.

Costul unei instalații complete pentru producerea a 30 000 t/an, la Riverton (S.U.A.), este de 6 mil. dolari.

Procedeul H—Iron. Procedeul de reducere a fost realizat la Hydrocarbon Research Inc. din New York [9], [10]. În anul 1948, la Brownsville, în Texas, această societate a construit o mare instalație pentru sinteză cu ajutorul gazului metan. Instalația pentru sinteză avea nevoie de o mare cantitate de catalizatori (20 t/zi) sub formă de fier spongios. Aceste necesități au dus la construirea unei instalații de reducere cu hidrogen a magnetitei.

Cam în același timp s-a realizat un acord cu societatea Bethlehem Steel pentru dezvoltarea cercetărilor de reducere directă în laboratoarele de la Trenton (New—Jersey), utilizînd reactori cu un diametru pînă la 900 mm. Lucrările au început în 1952.

În anul 1957 s-a semnat un contract cu firma Allan Wood pentru construirea unei unități cu o capacitate de producție de 50 t pulbere de fier/zi. Această instalație, construită la Conshohocken (Pennsylvania), a intrat în funcțiune începînd din anul 1960. Instalația a funcționat mai mult de patru ani, reducînd oxizi de fier cu hidrogen obținut din gaz de cocserie.

În anul 1966, Allan Wood a abandonat activitatea în domeniul metalurgiei pulberilor și a vîndut această instalație societății Glidden, care o exploatează în prezent în Hammond (Indiana, S.U.A.).

În anul 1959, în colaborare cu societatea Bethlehem Steel s-a început construirea unei instalații avînd o capacitate de 110 t/zi. Această instalație a intrat în producție începînd din anul 1961 la Los Angeles (California), dînd rezultate bune.

Instalația era destinată pentru producerea buretelui de fier sub formă de brichete, care să înlocuiască o parte din fierul vechi, a cărui preț de cost, pe coasta de vest și în perioada 1950 — 1960, avea fluctuații foarte mari.

Instalația a fost oprită după puțin timp de funcționare din cauza scăderii prețului de cost al fierului vechi.

Procedeul consta din reducerea minereurilor de fier fine în strat fluidizat, la o temperatură de 480°C și la o presiune de 28 at, cu hidrogen obținut mai ales din conversia metanului cu vapori de apă sau oxigen sub presiune, după procedeul TEXACO—H.R.I.

Instalația se compune din patru secții (fig. 4) : pregătirea minereului, producerea hidrogenului, reducerea minereului și finisarea produsului. Conform schemei menționate în

prima parte a procesului, minereul este preîncălzit într-un cuptor rotativ. De aici minereul fin este transportat pneumatic, prin conducte, la cele trei reactoare de reducere în pat fluidizat, aşezate unul deasupra celuilalt. Pulberea de fier obţinută la ieşirea din ultimul reactor are un grad de reducere mai mare de 98%. Temperatura de lucru de 480°C nu permite apariţia fenomenului de lipire sau de blocare a procesului de reducere, dar impune folosirea unei cantităţi mari de hidrogen. Din acest motiv, pentru a nu mări prea mult dimensiunile instalaţiei se lucrează la presiuni de circa 28 at.

După reducere, pulberea de fier produsă este piroforică şi pentru pasivizare este supusă la un tratament de recoacere la circa 800°C.

Procedeul Institutului de metalurgia pulberilor din Kiev. Procedeul a fost studiat şi definitivat în acest institut de un colectiv de cercetători printre care academicianul Franţeevici.

Pe baza acestui procedeu s-a construit o uzină în apropierea Kievului, care produce în principal pulbere de fier. Construcţia uzinei a început în anul 1966 şi în prezent uzina produce circa 15 000 t/an pulbere de fier, destinată fabricării diferitelor piese. După extindere uzina va putea produce circa 20 000 pulbere de fier anual. Secţia pentru producerea pulberii de fier cuprinde două părţi principale : producerea gazului reducător şi reducerea propriu-zisă.

Obţinerea gazului pentru reducere are loc într-o instalaţie separată şi se bazează pe conversia catalitică a gazului metan cu vapori de apă. Conversia metanului se face la o temperatură de 700°C, pe catalizatori de tip GHIAP — 3, care conţin 6 — 7% Ni. Reactoarele pentru conversie sînt orizontale şi încălzite în exterior cu gaz metan. Din cauza dificultăţilor de ordin gazodinamic, întîmpinate la acest tip de reacţii, s-a început înlocuirea lor cu reactoare verticale.

Gazul obţinut are următoarea compoziţie chimică : 72 — 74% H_2 ; 15 — 20% CO ; 4 — 6% CO_2 ; 1% CH_4.

Reducerea oxizilor de fier se face după următorul flux tehnologic : ţunderul provenit de la laminarea oţelului cu puţin carbon este uscat la o temperatură de 300 — 400°C, în cuptoare rotative, separat magnetic şi apoi măcinat în mori cu bile pînă la o fineţe de 0,5 mm ; după măcinare, ţunderul se amestecă cu circa 10 % negru de fum şi 10% retur de granulaţie grosolană ; amestecul se brichetează şi se încarcă în nacele confecţionate din oţel ; pentru înlăturarea aderenţei, între brichetele de ţunder şi nacelă se pune o foiţă de azbest.

Nacelele încărcate cu ţunder sînt introduse în cuptorul de reducere cu trecere continuă sub o muflă confecţionată din carbură de siliciu şi încălzită în exterior la o temperatură

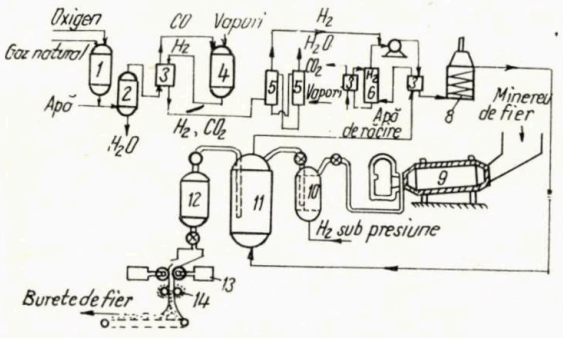


Fig. 4. Schema instalaţiei pentru producerea pulberii de fier după procedeul „H-Iron" :

1 — reactor de conversie ; *2* — condensator ; *3* — epurator pentru CO ; *4* — schimbător de căldură ; *5* — vas de absorbţie pentru CO_2 ; *6* — uscător ; *7* — suflantă ; *8* — preîncălzitor ; *9* — cuptor rotativ ; *10* — reactor pentru reducere, treapta I ; *11* — reactor de reducere, treapta a II-a ; *12* — reactor pentru reducere, treapta a III-a ; *13* — dispozitiv pentru pasivizare ; *14* — presă pentru brichetare.

de 1 250°C. Gazul reducător se insuflă în contracurent faţă de sensul de mişcare a nacelelor. După cîteva ore se obţin brichete reduse care după răcire se macină şi se sortează, în funcţie de granulaţie. Procedeul asigură obţinerea unei pulberi de fier cu circa 98% Fe şi sub 0,1% C.

Procedeul Novalfer—ONIA. Procedeul a fost stabilit şi dezvoltat de societatea franceză O.N.I.A. din Toulouse. Studiile de laborator au început în anul 1948, axîndu-se pe reducerea minereurilor fine, cu hidrogen în pat fluidizat.

Cercetările preliminare, efectuate în fază de laborator, au permis să se stabilească, pentru unele minereuri de fier avînd o anumită granulaţie, corelaţia dintre viteza curentului de hidrogen şi temperatura necesară menţinerii patului fluidizat. Pe baza rezultatelor obţinute în lucrările de labora-

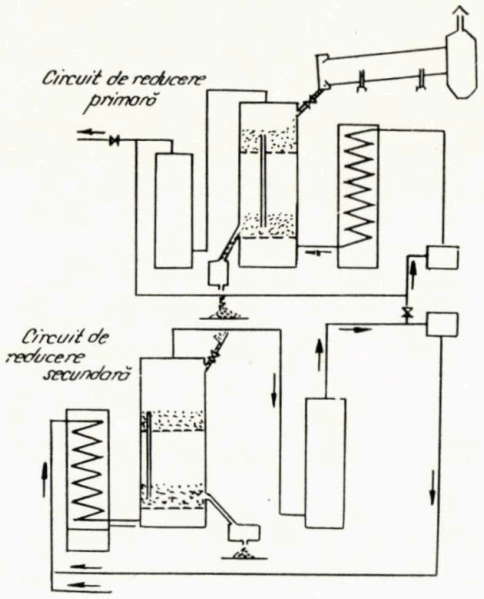


Fig. 5. Schema instalaţiei pilot — semiindustrială pentru producerea pulberii de fier după procedeul Novalfer — O.N.I.A.

tor, în anul 1958 a intrat în funcţiune o instalaţie pilot, cu o capacitate de 10 t pulbere de fier/zi, folosind la reducere hidrogenul disponibil de la fabricarea îngrăşămintelor azotoase.

La început această instalaţie efectua reducerea într-un singur etaj. În anul 1962 instalaţia a fost completată cu încă un etaj, iar în anul 1964, îmbunătăţită.

Produsul obţinut sub formă pulverulentă, în funcţie de gradul de reducere, este utilizat fie la elaborarea oţelului pur într-un atelier separat şi după procedeul Bouchet, fie în metalurgia pulberilor.

În anul 1967, la Toulouse, alături de instalaţia pilot O.N.I.A. s-a construit o nouă instalaţie pentru producerea pulberii de fier, avînd o capacitate de 60 t/zi, care a intrat în funcţiune în anul 1968 [6].

Instalaţia cuprinde trei părţi : pregătirea minereului pentru reducere, preîncălzirea minereului şi reducerea propriu-zisă. La prima instalaţie, construită în 1958, preîncălzirea minereului era făcută într-un fluidizor cu trei etaje, iar reducerea, într-un alt fluidizor, la o temperatură cuprinsă între 580 şi 750°C.

Consumurile specifice ridicate şi gradul insuficient de reducere atins au dus la modificarea instalaţiei pilot. Astfel preîncălzirea minereului de fier a urmat să se facă în cuptor rotativ, iar reducerea, într-un fluidizor cu două etaje. În aceste condiţii s-a putut arăta că, la temperaturi cuprinse între 580 şi 750°C, pentru a obţine un grad de reducere ridicat din minereuri bogate trebuie ca buretele de fier obţinut la un grad de reducere de 75% să fie răcit şi apoi supus din nou unui proces de reducere.

Pe aceste principii s-au făcut ultimele modificări instalaţiei pilot, care a fost dotată cu încă un fluidizor pentru reducerea pulberii de fier, redusă preliminar pînă la 75% grad de reducere (fig. 5). Acest ultim fluidizor efectuează reducerea finală în două etaje, la o temperatură de 560 — 600°C.

Instalația astfel modificată realizează următoarele consumuri specifice și de energie :

Minereu uscat ... 1 515 kg ;

Hidrogen ... 702 m^3 ;

Gaz natural ... 189 m^3 ;

Energie electrică .... 178 kWh.

Procedeul Freeman. A fost definitivat în cadrul firmei Freeman Corporation (Canada). Constă din reducerea concentratelor de fier sub formă de pelete cu combustibili solizi, într-un cuptor rotativ, circulația gazelor fiind în același sens cu circulația materialului.

Peletele reduse la un grad de reducere mai mare de 98% sînt răcite într-un alt cuptor rotativ și, după îndepărtarea substanțelor nemetalice, sînt sfărîmate în mori cu bile pentru a se obține o pulbere de fier, la o granulație dorită. Procedeul a fost dezvoltat la scară pilot, construindu-se în acest scop, la Trois Rivières (Canada), un cuptor rotativ, avînd o capacitate de producție de 10 t/zi. În prezent se poartă discuții și se fac proiecte pentru aplicarea procedeului în Canada și Brazilia.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hătărăscu Ov. *Elaborarea fontei utilizînd minereuri de fier prereduse în încărcătura furnalului.* București, I.D.T., 1966.

[2] Durrer R. *Reducerea minereurilor de fier.* Paris, Dunod, 1957.

[3] Tripșa I., Oprea Fl. și Dragomir I. *Bazele teoretice ale metalurgiei extractive.* București, Editura tehnică, 1968.

[4] Huebler I. *Reacțiile gazului în procesele de reducere.* Comunicare prezentată la Congresul internațional de reducere, Chicago, mai 1960.

[5] Wiberg M. *Procedee de reducere directă a minereurilor de fier.* C.D.T., nr. 1, 1959.

[6] Cambon C. *Procedee de reducere directă a minereurilor de fier în strat fluidizat : Procedeul Novalfer O.N.I.A.* Comunicare prezentată la Congresul internațional pentru fabricarea și utilizarea minereurilor reduse. Evian, 1967.

[7] Astier J., Kalling U. și Stalhed J. *Metode obișnuite pentru prepararea produselor prereduse.* Iron and Steel Institute, noiembrie, 1966.

[8] C.E.C.A. *Studiu bibliografic al procedeelor de reducere directă a minereurilor de fier.* Luxemburg, ed. a 3-a, 1967.

[9] Mac Mullan R. J. *Procedeul „H—Iron".* Revue de Métallurgie, nr. 7, 8, 1964.

[10] Stotler H.H. *Intrebuințarea pulberii H—Iron în instalația convențională pentru producerea oțelului.* Intervenție prezentată la Congresul internațional pentru producerea și utilizarea minereurilor reduse. Evian, 1968.

Caracteristicile ţevilor din oţel fără sudură utilizate la temperaturi ridicate

Ing. GH. OPROIU şi ing. M. POPESCU
Uzina de ţevi „Republica" – Bucureşti

CZ 669.14 – 462 : 621.774.3

Dezvoltarea continuă a instalaţiilor termoenergetice şi creşterea temperaturilor de lucru la diferite agregate reclamă tot mai mult utilizarea de noi mărci de oţeluri destinate a fi laminate în ţevi fără sudură care să acopere cerinţele din domeniul respectiv al industriei.

În cele ce urmează se redă o clasificare a acestor ţevi în funcţie de locul de utilizare şi de calitatea oţelului. Totodată, se scot în evidenţă unele particularităţi ale controlului lor calitativ.

Clasificarea după locul de utilizare

I. *Ţevi pentru cazane de aburi.* Aceste ţevi sînt destinate să lucreze la încălzirea apei şi producerea aburului. Din această categorie de ţevi fac parte:

— ţevile fierbătoare, a căror suprafaţă exterioară este în contact cu gazele de combustie, iar cea interioară, în contact cu apa, a cărei temperatură şi presiune este în funcţie de regimul de lucru al cazanului;

— ţevile de fum, a căror suprafaţă exterioară este în contact cu apa, iar suprafaţa interioară, în contact direct cu gazele de ardere;

— ţevile pentru supraîncălzitoare, a căror suprafaţă exterioară se află în contact cu gazele de combustie, iar suprafaţa interioară, în contact cu aburul supraîncălzit din cazan;

— ţevile pentru suprafeţele de încălzire ale cazanelor de înaltă presiune, ca şi toate conductele şi colectoarele instalaţiilor de înaltă presiune cu temperatura aburului peste 450°C.

II. *Ţevi destinate construcţiei de aparate,* folosite la construcţia aparatelor în care se realizează procesele fizico-chimice de prelucrare a lichidelor şi a gazelor. Din această categorie fac parte:

— ţevile pentru industria chimică, care lucrează la presiune înaltă şi, în funcţie de condiţiile de lucru, se execută din oţeluri aliate sau chiar înalt aliate;

— ţevile de cracare, care servesc atît pentru transportul produselor petroliere fierbinţi, cît şi la construirea altor instalaţii de rafinare a petrolului. Aceste ţevi lucrează la temperaturi de circa 800°C, la presiuni de aproximativ 100 at, şi în special atunci cînd conţinutul de sulf este ridicat, în medii de lucru foarte agresive. De obicei aceste ţevi se execută din oţeluri aliate cu crom şi molibden;

Tabela 1

Marca oţelului	Standardul	Compoziţia chimică, %								Caracteristici mecanice la 20°C			
		C	Mn	Si	P, max.	S, max.	S+P, max.	Cr	Alte elemente	R, kgf/mm² min.	$R_{0,2}$, kgf/mm² min.	A_5, % min.	A_{10}, % min.
OLT 32	STAS 2881-61	0,06 0,13	0,30 0,50	necalmat	0,045	0,045	0,080	—	—	32	18	28	22
OLT 35	STAS 2881-61	0,09 0,15	0,35 0,60	0,15 0,35	0,045	0,045	0,080	—	—	35	23	25	20
OLT 45	STAS 2881-61	0,16 0,25	0,40 0,70	0,15 0,35	0,045	0,045	0,080	—	—	45	26	21	17
OAT 1	STAS 2881-61	0,08 0,15	0,50 0,80	max. 0,35	0,040	0,040	0,070	—	Mo = 0,30–0,50%	38	25	20	—
OAT 2	STAS 2881-61	0,12 0,18	0,50 0,80	max. 0,35	0,040	0,040	0,070	0,60 1,00	Mo = 0,45–0,65%	45	30	18	—
OAT 3	STAS 2881-61	max. 0,15	0,30 0,60	0,50 1,00	0,040	0,040	0,070	1,00 1,50	Mo = 0,45–0,65%	45	30	18	—
OAT 4	STAS 2881-61	max. 0,15	0,30 0,60	0,50 1,00	0,030	0,030	0,050	2,20 2,75	Mo = 0,45–0,65%	45	28	18	—
OAT 5	STAS 2881-61	max. 0,15	0,30 0,60	0,30 0,60	0,030	0,030	0,050	4,00 6,00	Mo = 0,45–0,65% V = 0,10–0,25% Al = 0,40–0,80%	45	28	18	—

Tabela 2

Marca oțelului	STAS/NID	Compoziția chimică, %									Caracteristici mecanice la 20°C				
		C	Mn	Si	P max.	S max.	S+P max.	Cr	Ni	Alte elemente	R, kgf/mm² min.	$R_{0,2}$, kgf/mm² min.	A_5, % min.	Z, % min.	KCU30/2, kgfm/cm² min.
OLT 35-K	STAS 8184-68	max. 0,17	min. 0,40	0,15 0,35	0,040	0,045	0,080	max. 0,30	max. 0,30	Cu și As max. 0,080	35	23	26	—	—
OLT 45-K	STAS 8184-68	max. 0,23	min. 0,45	0,15 0,35	0,040	0,045	0,080	max. 0,30	max. 0,30	Cu și As max. 0,080	45	26	21	—	—
16Mo3	STAS 8184-68	0,12 0,20	0,50 0,80	0,15 0,35	0,040	0,040	0,035	max. 0,30	max. 0,30	Mo = 0,25—0,40 %	45—56	29	20	—	—
14CMo4	STAS 8184-68	0,10 0,18	0,40 0,70	0,15 0,35	0,040	0,040	0,035	0,70 1,00	max. 0,30	Mo = 0,40—0,55 % Cu max. = 0,30 % Ti max. = 0,020 % As max. = 0,050 %	45—56	30	20	—	—
12CMoV3	STAS 8184-68	0,08 0,15	0,40 0,70	0,17 0,37	0,030	0,030	0,035	0,90 1,20	max. 0,30	Mo = 0,25—0,40 % Cu max. = 0,30 % Ti max. = 0,020 % As max. = 0,050 %	48	26	21	55	6
10CMo10	STAS 8184-68	max. 0,15	0,40 0,60	0,15 0,50	0,040	0,040	0,035	2,00 2,50	max. 0,30	Mo = 0,90—1,10 % Cu max. = 0,30 % Ti max. = 0,020 % As max. =0,050 %	45—60	27	20	—	—
10MoC50	STAS 8184-68	max. 0,15	0,30 0,60	max. 0,50	0,030	0,030	0,035	4,00 6,00	max. 0,30	Mo = 0,45—0,65 % Cu max. = 0,30 % Ti max. = 0,020 % As max. = 0,050 %	42	21	22	—	—
18 NVNbMoC 1100	NID 1968	0,15 0,22	0,40 1,00	0,20 0,80	0,030	0,030	0,050	10,50 12,50	1,40 1,80	Mo = 0,30—0,80 % Cu max. = 0,30 % Ti max. = 0,020 % As max. = 0,050 % V = 0,30—0,60 % Nb = 0,25—0,55 %	115	95	14	40	6
18NAzVNbMoC 1100	NID 1968	0,15 0,22	0,40 1,00	0,20 0,80	0,030	0,030	0,050	10,50 12,50	0,80 1,20	Mo = 0,30—0,80 % Cu max. = 0,30 % Ti max. = 0,020 % As max. = 0,050 % V = 0,30—0,60 % Nb = 0,25—0,55 % N = 0,040—0,080 %	115	100	10	30	4

Obs.: — Caracteristicile mecanice sînt valabile pe probe cu diametrul de 25 mm, provenite din produse cu diametrul de 80 mm.
— În cazul produselor cu diametre mai mari de 80 mm se vor face următoarele reduceri ale valorilor din tabelă:
pentru alungire A_5 2—3 unități;
pentru gîtuire Z 5—8 unități;
pentru reziliență (KCU30/2) 0,5—1 unități.

Tabela 3

Marca oțelului	Proprietăți fizice																				
	Limita de curgere convențională (tehnică) $R_{0,2}$ min., kgf/mm²							Coeficientul de dilatare liniară (α) 10^{-6} mm/°C						Conductivitatea termică, kcal/m.h°C la:							
	20°C	200°C	250°C	300°C	350°C	400°C	450°C	500°C	20–100°	20–200°	20–300°	20–400°	20–500°	20–600°	20°C	100°C	200°C	300°C	400°C	500°C	600°C
OLT 35-K	23	19	17	14	12	11	9	—	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	47	45,5	43	40,5	38	35	—
OLT 45-K	26	21	21	20	17	14,5	12	—	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	45	43,5	41,5	39	36,5	34	—
16Mo3	29	26	24	21	19	18	17	15	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	42,5	41,5	39,5	37,5	35	32,5	30
14CMo4	30	25	24	23	22	21,5	20	19	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	38	37	35,5	34	32	29,5	27
12CMoV3	26	—	25	24	23	22	21	—	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	—	—	—	—	—	—	—
10CMo10	27	25	24	23	22	21	20	19	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	33	32,5	32	31	29	27	25
10MoC50	21	—	13	—	16	—	—	13	11,1	12,1	12,9	13,5	13,9	14,1	—	31,5	—	—	—	28	—
18NVNbMoC 1100	95	80	—	85	—	75	500 55	600 35 700 15	9,3	10,9	11,3	11,5	12,0	12,1	—	—	—	—	—	—	—
18NAzVNbMoC 1100	100	85	—	90	—	80	500 60	600 40 700 20	9,3	10,9	11,3	11,5	12,0	12,1	—	—	—	—	—	—	—

— țevile de înaltă presiune, utilizate la racordările instalațiilor de hidrogenare, care funcționează la temperaturi și presiuni mari și de aceea se execută din oțeluri bogat aliate.

Clasificarea după regimul de lucru

După regimul de lucru aceste țevi se clasifică în:

— țevi destinate să lucreze la temperaturi sub 400 °C și la presiuni sub 32 kgf/cm²;

— țevi destinate să lucreze la temperaturi de lucru sub 450°C și presiuni cuprinse între 32 și 80 kgf/cm²;

— țevi destinate să lucreze la temperaturi mai mari de 450°C și la presiuni mai mari de 80 kgf/cm².

Clasificarea după calitatea oțelurilor

— țevi din oțel carbon, care sînt utilizate la temperaturi de lucru sub 450°C și presiuni de lucru sub 60 at. Se utilizează oțeluri carbon calmate. În cazul țevilor pentru preîncălzitoare, care lucrează la temperaturi pînă la max. 300°C, se pot utiliza și oțeluri carbon necalmate;

— țevi din oțeluri aliate, care sînt utilizate pentru regimurile de lucru cu temperaturi de max. 580°C și presiuni de max. 80 at. Pentru această categorie de țevi se utilizează îndeosebi oțeluri slab aliate;

— țevi din oțeluri înalt aliate, care sînt utilizate pentru regimuri de lucru cu temperaturi pînă la 1 200°C și presiuni peste 80 at. Elementele de aliere sînt: Cr, Ni, Mo, V, W, Ti, Nb, B.

Mărcile de oțel care în prezent sînt standardizate în România sau care se vor standardiza și se vor utiliza în viitor sînt indicate în tabelele 1, 2 și 3.

De asemenea, în tabelele 4—8 sînt prezentate și mărcile de oțel folosite în cîteva țări puternic industrializate și echivalențele care există între ele.

Din analiza făcută a rezultat că în România se utilizează în prezent un număr destul de restrîns de mărci de oțeluri. Astfel, dintre oțelurile carbon se folosesc calitățile: OLT 35 și OLT 45, iar dintre cele aliate, calitățile: OAT 1, OAT 2, OAT 3, OAT 4 și OAT 5. Se constată lipsa țevilor din oțeluri înalt aliate cu crom, nichel, molibden, vanadiu, titan, niobiu, wolfram etc. atît de necesare în industria chimică unde se cer condiții grele de exploatare (temperaturi peste 600°C și presiuni de lucru peste 100 at).

Cerințele crescînde ale industriei au dus la concluzia că actualele standarde trebuie să fie îmbunătățite, în sensul cuprinderii unei game de oțeluri mai variate astfel, încît să existe o apropiere mai mare de mărcile de oțel cuprinse în DIN, GOST, ASTM, B.S. Această adaptare a standardelor a fost cu atît mai necesară, cu cît România în ultimul timp a dezvoltat mult relațiile comerciale sub aspectul construcției de cazane în colaborare cu firme din străinătate.

Alte mărci de oțeluri ca 18 NVNbMoC 1 100 (Refricem 1) și 18 NAzVNbMoC 1 100 (Refricem 2) urmează să acopere un domeniu de utilizare important în construcția cazanelor și cuptoarelor. În prezent, acestea se elaborează la U. C. M. R., în cuptoare de 3 t, utilizîndu-se la construcția rotoarelor și paletelor de la turbinele cu aburi și gaze.

În anii 1969—1970 urmează ca din aceste oțeluri să fie fabricate țevi fără sudură, utilizate la construcția instalațiilor care reclamă condiții deosebite de temperatură și presiune.

Pentru orientare și pentru comparația mărcilor de oțeluri utilizate în România cu cele utilizate în străinătate, în tabelele amintite sînt menționate mărcile de oțeluri folosite în diferite țări.

În continuare se fac cîteva considerații asupra stabilirii grosimii peretelui țevii fără sudură, avînd diferite utilizări termice. DIN 2413 indică pentru temperaturi mai mari de 120°C și pentru un raport al diametrelor $D : d \leqslant 1{,}7$, relația:

$$S = \frac{D \times P}{200 \times \frac{R}{C} + p}, \qquad (1)$$

Tabela 4

Marca oțelului	GOST	Compoziția chimică, %								Caracteristicile mecanice la 20°C				
		C	Mn	Si	P max.	S max.	Cr	Ni	Alte elemente	R, kgf/mm² min.	$R_{0,2}$, kgf/mm² min.	A_5', % min.	Z, % min.	KCU, kgfm/cm²
10	GOST 1050-60	0,07 0,13	0,35 0,65	0,17 0,37	0,035	0,040	max. 0,15	⩽0,25	Cu max. 0,20	36—45	22	32	55	—
20	GOST 1050-60	0,17 0,24	0,35 0,65	0,17 0,37	0,040	0,040	max. 0,25	⩽0,25	Cu max. 0,25	44—54	26	26	55	—
16 M	GOST 4543-61	0,12 0,19	0,40 0,70	0,17 0,37	0,035	0,035	max. 0,30	⩽0,35	Mo = 0,4—0,55 Cu ⩽ 0,25	40	25	25	60	12
12 MH	GOST 4543-61	max. 0,15	0,40 0,70	0,17 0,37	0,035	0,035	0,40 0,60	⩽0,30	Mo = 0,40—0,55 Cu ⩽ 0,25	42	27	24	60	14
15 HM	GOST 4543-61	0,12 0,18	0,40 0,70	0,17 0,37	0,035	0,035	0,80 1,10	⩽0,30	Mo = 0,40—0,55 Cu ⩽ 0,25	45	30	22	60	12
12H1MF	GOST 4543-61	0,08 0,15	0,40 0,70	0,17 0,37	0,035	0,035	0,90 1,20	⩽0,30	Mo = 0,25—0,35 V = 0,15—0,30 Cu ⩽ 0,25	50	25	22	50	9
H18N10E (EI-453)	GOST 5632-61	max. 0,12	1,00 2,00	max. 0,80	0,035	0,020	17,00 19,00	9,00 11,00	—	55	22	35	—	—
H18N12T	GOST 5632-61	max. 0,12	1,00 2,00	max. 0,80	0,035	0,020	17,00 19,00	11,00 13,00	Ti ⩽ 0,70 Ti ⩽ (C—0,02) 5	55	22	35	—	—
4H14N14B2M (EI-69)	GOST 5632-61	0,40 0,50	max. 0,70	max. 0,80	0,035	0,020	13,00 15,00	13,00 15,00	W = 2,0—2,75 Nb = 0,25—0,40 V = 1,50—1,90	—	—	—	—	—
1H14N16B (EI-694)	GOST 5632-61	0,07 0,12	1,00 2,00	max. 0,60	0,035	0,020	13,00	14,00	Nb = 0,90—1,30	55	22	35	—	—
1H14N18V2B (EI-695)	GOST 5632-61	0,07 0,12	1,00 2,00	max. 0,60	0,035	0,020	13,00 15,00	18,00 20,00	W = 2,0—2,75 Nb = 0,90—1,30 Bor = max. 0,005 Ceriu max. 0,020	55	22	35	—	—
H 5	GOST 5632-61	max. 0,15	max. 0,50	max. 0,50	0,030	0,020	4,50 6,00	—	—	40	22	22	50	—
H 5 M (EH 5M)	GOST 5632-61	max. 0,15	max. 0,50	max. 0,50	0,030	0,020	4,50 6,00	—	Mo = 0,45—0,60	40	22	22	50	—
H5 VF	GOST 5632-61	max. 0,15	max. 0,50	0,30 0,60	0,030	0,020	4,50 6,00	—	W = 0,40—0,70 V = 0,40—0,60	40	22	22	50	—

Obs.: Caracteristicile mecanice pentru ultimele opt calități de oțeluri sînt date cu caracter informativ — prin echivalare —, ele nefiind trecute în GOST 5632-61.

Tabela 5

Marca oţelului	Norma	Compoziţia chimică, %							Caracteristicile mecanice min. la 20°C		
		C	Mn	Si	P max.	S max.	Cr	Alte elemente	R, kgf/mm²	$R_{0,2}$, kgf/mm²	A_5, %
ST 35.8	DIN 17175 17006	max. 0,17	min. 0,40	max. 0,35	0,050	0,050	—	—	35—45	24	25
ST 45.8	DIN 17175 17006	max. 0,22	min. 0,45	0,10 0,35	0,050	0,050	—	—	45—55	26	21
15 Mo 3	DIN 17175 17006	0,12 0,20	0,50 0,80	0,15 0,35	0,040	0,040	—	Mo = 0,25—0,35	45—55	29	22
16 Mo 5	DIN 17175 17006	0,10 0,20	0,50 0,80	0,15 0,35	0,040	0,040	—	Mo = 0,45—0,65	45—55	29	22
13 CrMo 44	DIN 17175 17006	0,10 0,18	0,40 0,70	0,15 0,35	0,040	0,040	0,70 1,00	Mo = 0,40—0,50	45—58	30	22
10 CrMo 910	DIN 17175 17006	max. 0,15	0,40 0,60	0,15 0,50	0,040	0,040	2,00 2,50	Mo = 0,90—1,10	45—60	27	20
14 MoV 63	DIN 17175 17006	0,10 0,18	—	—	—	—	0,30 0,60	Mo = 0,50—0,65	—	—	—
17 MoV 64	DIN 17175 17006	max. 0,20	1,40 1,80	—	—	—	—	Mo = 0,20—0,50 V = 0,10—0,30	—	—	—
10 CrSiMoV 7	DIN 17175 17006	max. 0,15	0,3—0,5	1,00 1,20	0,040	0,040	1,50 2,00	Mo = 0,2—0,4 V = 0,2—0,4	50	30	20

în care : S reprezintă grosimea minimă a peretelui ţevii (ţinîndu-se seamă de toleranţe), mm ;

D — diametrul exterior, mm ;

p — presiunea de lucru maximă admisă, kgf/cm² (la cazane presiunea care acţionează dispozitivul de siguranţă) ;

R — valoarea caracteristică a oţelului la temperatura considerată, kgf/mm².

Pînă la 400°C, pentru R se ia limita de curgere convenţională $R_{0,2}$, kgf/mm², care se alege în funcţie de temperatură şi calitatea oţelului, din STAS 8184—68.

Pentru temperaturi cuprinse între 400 şi 500°C, pentru R se ia limita tehnică de fluaj $R_1/10\,000$ sau limita tehnică de fluaj $R_1/100\,000$.

Pentru temperaturi peste 500°C, valoarea lui R se ia după prescripţiile speciale ale instalaţiei termice respective. De exemplu :

$R_1/10\,000$ — limita de fluaj de 1% pentru 10 000 h ;
$R_r/10\,000$ — limita de rupere de lungă durată, la 10 000 h ;
$R_1/100\,000$ — limita de fluaj de 1% pentru 100 000 h ;
$R_r/100\,000$ — limita de rupere de lungă durată, la 100 000 h ;
c — coeficientul de siguranţă (tabela 9) ;
d — diametrul interior, mm.

Controlul tehnic

În general tuturor categoriilor de ţevi utilizate în condiţii de temperatură sub 400°C şi presiuni mici li se aplică un control în esenţă nediferit de cel aplicat altor ţevi. În cazul ţevilor destinate lucrului în condiţii mai grele, la temperaturi peste 400°C şi presiuni peste 80 at, se recomandă ca, înainte de control, ţevile să fie supuse operaţiei de decapare, în acest fel defectele ascunse evidenţiindu-se mai repede.

Ţevile din oţel carbon se livrează în stare normalizată. De multe ori normalizarea se execută în fluxul de laminare pe patul de răcire. Pentru aceasta este necesar ca temperatura de sfîrşit de laminare să fie deasupra punctului de transformare Ac_3, respectîndu-se totodată şi viteza de răcire prescrisă.

Controlul dimensional se face în general cu mijloace obişnuite (şubler, tampoane, liniale, comparatoare etc.). Abaterile limită admise pentru dimensiuni (diametre, perete, lungime, rectilinitate) sînt conform STAS 404-66 şi 530-66.

Recepţia calitativă se face pe loturi de ţevi, fiecare lot considerat de 100 bucăţi din aceeaşi dimensiune, aceeaşi calitate de oţel şi aceeaşi şarjă. Fracţiunile de loturi sub 50 bucăţi se trec de regulă la celelalte loturi, iar cele peste 50 se consideră un lot nou.

Controlul la presiune hidraulică se face în mod obligatoriu la fiecare ţeavă în parte, la prese hidraulice. Presiunea la care se supun ţevile se calculează cu formula :

$$P = \frac{R_a \times g \times 200}{D_e},$$

în care : P este presiunea de încercare a ţevii, kgf/cm² ;

R_a — rezistenţa admisibilă a oţelului din care provine ţeava, kgf/mm², calculîndu-se astfel : 35% din R_r (rezistenţa la rupere) pentru ţevi din oţel carbon ; 40% din R_r, pentru ţevi din oţel aliat ;

D_e — diametrul exterior al ţevii, mm ;

g — grosimea minimă a peretelui, mm.

Încercarea de aplatizare se face în funcţie de calitatea oţelului, pe inele de 60 mm lungime, la o maşină cu două plăci paralele. Distanţa d dintre plăci se stabileşte astfel : OLT 32 — $d = 1 \times g$; OLT 35 — $d = 2 \times g$; OLT 45 şi OAT 1 — $d = 4 \times g$: OAT 2 şi OAT 3 — $d = 5 \times g$. Aplatizarea se face la ţevile cu grosimea peretelui de max. 15% din diametrul exterior.

Verificarea de lărgire se face la ţevile ale căror pereţi au grosimi sub 15% din diametrul exterior, la oţelurile carbon, şi sub 10%, la cele aliate.

Mai jos sînt redate limitele admise după operaţia de lărgire a ţevilor. La ţevi din OLT 32 şi OLT 35 cu grosimea peretelui

Tabela 6

Oțeluri Sandvik — Suedia

Marca oțelului	Compoziția chimică orientativă %									Caracteristici mecanice la 20°C						Proprietăți fizice						
												Alungirea				Conductivitate calorică kcal/m.h°C la:				Căldură specifică kcal/kg °C (val. medii)		
	C	Si	Mn	P max.	S max.	Cr	Ni	Mo	Alte elemente	R, kgf/mm²	$R_{0,2}$ kgf/mm² min.	$11,3\sqrt{s}$ % min.	$5,65\sqrt{s}$ % min.	Duritatea Vickers aprox.	Greutatea specifică, kgf/dm³	20°C	100°C	300°C	500°C	50-100 °C	250—300 °C	450—500°C
2 S	0,10	0,15	0,5	0,020	0,020	—	—	—	—	35—45	22	20	25	110	7,87	47	47	41	34	0,12	0,13	0,16
3 Mo	0,15	0,2	0,7	0,020	0,020	—	—	0,35	—	45—55	29	15	22	135	7,88	39	39	35	31	0,12	0,13	0,16
3 Mo 1	0,13	0,2	0,6	0,020	0,020	—	—	0,45	—	45—55	29	15	22	135	7,9	39	39	35	31	0,12	0,13	0,16
4 L 7	0,20	0,2	0,65	0,020	0,020	—	—	—	—	45—55	26	15	21	140	7,87	39	39	35	31	0,12	0,13	0,16
HT 3	0,10	0,4	0,45	0,020	0,020	5,0	—	0,55	—	45—60	28	15	20	170	7,8	32	31	30	29/700°28	0,12	0,13	0,16/600—700°a 0,20
HT 5	0,13	0,25	0,60	0,020	0,020	0,9	—	0,45	—	45—58	30	12	22	170	7,9	34	34	29	25	0,12	0,13	0,16
HT 7	0,10	0,65	0,45	0,020	0,020	9,0	—	1,0	—	55—70	32	13	24	175	7,78	26	26	25	25/700°25	0,11	0,13	0,16/600—700°a 0,21
HT 8	0,10	0,25	0,5	0,020	0,020	2,3	—	1,0	—	45—60	27	10	10	170	7,9	33	33	29	27/700°26	0,12	0,13	0,16/600—700°a 0,20
HT 9	0,20	0,3	0,55	0,020	0,020	12	0,5	1,0	V = 0,30 W = 0,50	70—85	50	10	16	215	7,8	—	—	—	0—600° 25	—	—	0—800° 0,13
HT 91	0,20	0,3	0,55	0,020	0,020	12	0,5	1,0	V = 0,3	70—85	50	10	17	215	7,8	—	—	—	20—700° 25	—	—	0—700° 0,13
8 R 30	0,08	0,6	1,5	0,020	0,020	17,5	11,5	—	Ti = 5× %C	55—70	20	40	35	155	7,9	13	14	16	18/700°20	0,12	0,13	0,14/600—700°a 0,15
8 R 40	0,08	0,45	1,8	0,020	0,020	17,5	11,5	—	Nbmin = 10× %C	55—70	21	40	35	155	8,0	13	14	16	18/700°20	0,12	0,13	0,14/600—700° 0,15
8 R 41	0,08	0,45	1,3	0,020	0,020	16,5	13,0	—	Nbmin = 10× %C	55—70	21	40	35	155	8,0	13	14	16	18/700°20	0,12	0,13	0,14/600—700° 0,15
7 R 60	0,055	0,6	1,7	0,020	0,020	16,5	13,5	2,3	—	55—70	21	45	35	150	8,0	13	13	16	18/700°20	0,12	0,13	0,14/600—700° 0,15
12R 72 HV	0,10	max. 0,50	1,8	0,020	0,015	15,0	15,0	1,2	Ti = 0,45 B = 0,008	50—65	23	40	35	150	8,0	12	13	200° 14	400 16 600 18 800 20	0,12	0,14	0,14/400—700° 0,15
HT 51	0,12	0,65	0,5	0,020	0,020	1,2	—	0,5	—	45—58	30	12	22	170	7,9	34	34	29	25	0,12	0,13	0,16

Echivalența oțelurilor Sandvik

Tabela 7

Norma	Oțeluri Sandvik											
	2S	4L7	3Mo	3Mo1	HT3	HT5	HT51	HT7	HT8	8R30	8R40	7R60
ASTM A83	Low Carb.											
ASTM A106	Gr. A	Gr. A										
ASTM A161	Low Carb.			Gr. T1								
ASTM A179	X											
ASTM A192	X											
ASTM A199					Gr. T5			Gr. T9	Gr. T22			
ASTM A200					Gr. T5			Gr. T9	Gr. T22			
ASTM A209				Gr. T1								
ASTM A210	X	X										
ASTM A213					Gr. T5	Gr. T12	Gr. T11	Gr. T9	Gr. T22	Gr. TP321H	Gr. TP347H	Gr. TP316H
ASTM A269										Gr. TP321	Gr. TP347H	Gr. TP316
ASTM A269												
ASTM A271										Gr. TP321H	Gr. TP347H	
ASTM A312										Gr. TP321H	Gr. TP347H	Gr. TP316H
ASTM A335				Gr. P1	Gr. P5	Gr. P12	Gr. P11	Gr. P9	Gr. P22			
ASTM A376										Gr. TP321H	Gr. TP347H	Gr. TP316H
AISI				501/502						321	347	316
B.S. 1507	151.171			240 Gr. A	625	621				821	821	845
B.S. 1508	151.171			240	625	621			622	821	821	845
B.S. 1607					P5A							
B.S. 1628					Gr. B				Gr. A			
B.S. 1730				X								
B.S. 1731					Gr. B				Gr. A			
B.S. 3059	2	6		8		10			12			
B.S. 3605												845/855
DIN 17175	St. 35.8	St. 45.8	15 Mo3			13CrMo44			10CrMo 910			
Werkstoff	Nr. 1,0305	1,0405	1,5415	(1,5415)	1,7362	1,7335		1,7386	1,7380	1,4541/4878	1,4550	1,4436
SIS	1233/34	1434/35	2912	2912		2216		2203	2218	2337	2338	(2343)

SANDVIK HT9 = Werkstoff — Nr. 1, 4935 SANDVIK HT91 = Werkstoff — Nr. 1, 4922 SANDVIK 8R41 = Werkstoff Nr. 1,4961

STAS	OLT 35K	OLT 45K.	16 Mo 3	10 MoC50	14 C Mo4				10 CrMo 10			

Tabela 8

Marca oţelului	Compoziţia chimică, %									Observaţii
	C	Mn	P max.	S max.	Si	Cr	Mo	V	Ni	
T2	0,10—0,20	0,30—0,61	0,045	0,045	0,10—0,30	0,50—0,81	0,44—0,65	—	—	ASTM A213-64
T3 b	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	1,65—2,35	0,44—0,65	—	—	Oţeluri feritice
T5	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	4,0 —6,0	0,45—0,65	—	—	,,
T5 b	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	1,0—2,0	4,0—6,0	0,45—0,65	—	—	,,
T5 c	max. 0,12	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	4,0—6,0		—	—	,,
T7	max. 0.15	0,30—0,60	0,030	0,030	0,50—0,1	6,0—8,0	0,45—0,65	—	—	,,
T9	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	0,25—1,0	8,0—10,0	0,90—1,10	—	—	,,
T11	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	0,50—1,0	1,0—1,5	0,44—0,65	—	—	,,
T12	max. 0,15	0,30—0,61	0,045	0,045	max. 0,50	0,8—1,25	0,44—0,65	—	—	,,
T17	0,15—0,25	0,30—0,61	0,045	0,045	0,15—0,35	0,8—1,25	—	0,15	—	,,
T 21	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	2,65—3,35	0,80—1,06	—	—	,,
T22	max. 0,15	0,30—0,60	0,045	0,030	max. 0,50	1,90—2,60	0,87—1,13	—	—	,,
TP 304	max. 0,08	max. 2,00	0,040	0,030	max. 0,75	18—20	—	—	8—11	ASTM A 213-64
TP 304 H	0,04—0,10	max. 2,00	0,040	0,030	max. 0,75	18—20	—	—	8—11	Oţeluri austenitice
TP 304L	max. 0,035	max. 2,00	0,040	0,030	max. 0,75	18—20	—	—	8—13	,,
TP 310	max. 0,15	max. 2,00	0,040	0,030	max. 0,75	24—26	—	—	19—22	,,
TP 316	max. 0,08	max. 2,00	0,030	0,030	max. 0,75	16—18	2—3	—	11—14	,,
TP 316H	0,40—0,10	max. 2,00	0,030	0,030	max. 0,75	16—18	2—3	—	11—14	,,
TP 316L	max. 0,035	max. 2,00	0,030	0,030	max. 0,75	16—18	2—3	—	10—15	,,
TP 321	max. 0,08	max. 2,00	0,030	0,030	max. 0,75	17—20	—	—	9—13	,,
TP 321H	0,04—0,10	max. 2,00	0,030	0,030	max. 0,75	17—20	—	—	9—13	,,
TP 347	max. 0,08	max. 2,00	0,030	0,030	max. 1,0	17—20	—	—	9—13	,,
TP347H	0,04—0,10	max. 2,00	0,030	0,030	max. 1,0	17—20	—	—	9—13	,,
TP348	max. 0,8	max. 2,00	0,040	0,030	max. 1,0	17—20	—	—	9—13	,,
TP348H	0,04—0,10	max. 2,00	0,040	0,030	max. 1,0	17—20	—	—	9—13	,,
TP 305	max. 0,12	2,00	0,045	0,030	max. 1,0	17—19	—	—	10—13	ASTM A 249-64
TP 309	max. 0,15	2,00	0,040	0,030	max. 0,75	22—24	—	—	12—15	Oţeluri austenitice
TP 317	max. 0,08	2,00	0,040	0,030	max. 0,75	18—20	3—4	—	11—14	
P1	0,10—0,20	0,30—0,80	0,045	0,045	0,10—0,50	—	0,44—0,65	—	—	ASTM A 335-63 aT
P2	0,10—0,20	0,30—0,61	0,045	0,045	0,10—0,30	0,50—0,81	0,44—0,65	—	—	,,
P5	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,30	4,0— 6,0	0,45—0,85	—	—	,,
P5 b	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	1,0— 2,0	4,0— 6,0	0,45—0,85	—	—	,,
P5 c	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	4,0 6,0	0,45—0,85	—	—	,,
P7	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	0,50— 1,0	6,0— 8,0	0,44—0,65	—	—	,,
P9	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	0,25—1,0	8,0—10,0	0,9 —1,1	—	—	,,
P11	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	0,50—1,0	1,0—1,5	0,44—0,65	—	—	,,
P12	max. 0,15	0,30—0,61	0,045	0,045	max. 0,50	0,8—1,25	0,44—0,65	—	—	,,
P15	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	1,15—1,65	—	0,44—0,65	—	—	,,
P21	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	2,65—3,35	0,8 —1,05	—	—	,,
P22	max. 0,15	0,30—0,60	0,030	0,030	max. 0,50	1,9 —2,0	0,87—1,13	—	—	,,

Tabela 9

Presiune-calitate	Coeficientul de siguranță	
	Cazane marine	Cazane industriale
— Presiune interioară		
a — oțeluri carbon	—	2,2
b — oțeluri de calitate	2,0	1,8
— Presiune exterioară	1,7	1,5

peste 4 mm, lărgirea va fi dată de relațiile : $\frac{6}{100} \times D_e$;

La țevi din OLT 45 cu grosimea peretelui peste 4 mm : $\frac{5}{100} \times D_e$;

La țevi din OLT 32 cu grosimea peretelui sub 4 mm : $\frac{10}{100} \times D_e$;

La țevi din OLT 35 și OLT 45 cu grosimea peretelui sub 4 mm : $\frac{8}{100} \times D_e$,în care : D_e este diametrul exterior al țevii, mm.

După operația de lărgire nu se admit fisuri, crăpături etc.

Formula de calcul pentru operația de lărgire este :

$$L_r = \frac{D_f - D_i}{D_i} \times 100,$$

unde : D_f este diametrul țevii după operația de lărgire, mm ;

D_i — diametrul țevii înainte de lărgire, mm.

Răsfrîngerea se execută numai la țevile din oțel carbon, unghiurile de răsfrîngere fiind mai mari la oțelurile moi și mai mici la oțelurile mai tari :

— pentru oțeluri OLT 32 și OLT 35 ..... 90° ;

— pentru oțeluri OLT 45 ..... 60°.

Încercările de tracțiune se efectuează la toate țevile din OLT 32, OLT 35, cu grosimi de perete de cel puțin 5 mm, iar la celelalte oțeluri, la toate grosimile de pereți.

Controlul microscopic este indicat a se face la toate țevile, nefiind admisă prezența fulgilor. Microstructura țevilor trebuie să fie ferito-perlitică. Punctajele maxime admise trebuie să corespundă STAS 5949-65,

Utilizarea în industrie a unor noi mărci de oțeluri menite să lucreze în instalații de răspundere și în condiții grele de lucru impun introducerea unor noi metode de control, mai perfecționate.

Dintre aceste metode de control fac parte : controlul cu raze X, cu raze gama, cu ultrasunete, controlul magnetic, electromagnetic și cu luminiscență. În prezent aceste metode de control nu pot fi aplicate la țevile produse în țară.

În uzinele de țevi, datorită simplității și productivității ridicate, o răspîndire mai largă o au metodele de control cu raze X, ultrasunete și cu pulberi magnetice. În ultimii ani au apărut noi metode de control magnetic, care se pretează la controlul pieselor cu un grad înalt de mecanizare și productivitate.

Metodele de control electromagnetic, care se bazează pe măsurarea cîmpurilor magnetice slabe cu ferosonde , au căpătat o largă dezvoltare. Aceste metode de control, folosite în producție pentru constatarea modificărilor microstructurale ale metalelor și ale defectelor macrostructurale, se aplică cu succes și la controlul țevilor de cazane.

În cursul anului 1969—1970 uzinele de țevi care fabrică țevi de cazane și cuptoare vor fi dotate cu aparatură de control nedistructiv, fapt care va contribui din plin la ridicarea calității acestor sortimente de țevi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sandvik. *Tubes de surchauffeurs. Tubes pour les raffineries de petrol et l'industrie petro-chimique.* Suedia, Acieries Sandvik, 1968.

[2] DIN 17175/59 ; DIN 17006/9 ; DIN 8075/65 ; DIN 2413/66.

[3] GOST 1050-60 ; GOST 4543-61 ; GOST 5632-61.

[4] STAS 8184-68 ; NID/1968.

[5] Normele : ASTM, AISI, BS, SIS, Werkstoffnormen, Ediția 1965.

[6] Nazarov S. T. *Defectoscopia nedistructivă a metalelor.* București, Editura tehnică, 1964.

[7] *** *Țevi din oțel fără sudură, cu aplicații termice.* Dalmine — Buletinul nr. 70, Milano, 1960, p. 7.

CRONICĂ

Recomandările celei de-a IV-a conferințe de turnătorie. București, 15 — 17 mai 1969

Participanții la lucrările conferinței de turnătorie, ingineri și tehnicieni din uzine, specialiști din institute de cercetări și din institute de proiectare, din ministere și din alte instituții centrale, cadre didactice din învățământul superior, au dezbătut pe larg și au făcut un rodnic schimb de păreri și de experiență asupra principalelor probleme ale activității din domeniul turnătoriilor.

Lucrările conferinței au evidențiat progresele obținute de la precedenta conferință (mai 1967) în munca de cercetare, proiectare și execuție, privind introducerea și extinderea tehnologiilor avansate, elaborarea de materiale noi cu proprietăți superioare și o organizare mai bună a proceselor de producție.

Participanții la conferință au făcut numeroase propuneri care vor permite lucrătorilor din domeniul turnătoriilor să obțină rezultate la nivelul cerințelor actuale ale turnătoriei.

Pe baza problemelor prezentate în comunicările celor două secții și a celor care au făcut obiectul discuțiilor, au rezultat următoarele recomandări mai importante :

— Intensificarea activității inginerilor și tehnicienilor din domeniul turnătoriei pentru promovarea cu operativitate a concepțiilor și soluțiilor moderne în proiectarea pieselor turnate (proiectarea tehnologică, reducerea greutății, micșorarea adaosurilor tehnologice și de prelucrare etc.), extinderea în producție a noilor metode și procedee tehnologice, care să asigure o calitate superioară și o precizie dimensională ridicată a formelor și a miezurilor de turnare (folosirea amestecurilor autoîntăritoare, formarea de precizie, formarea prin vibropresare, formarea în cutii calde etc.).

— Dezvoltarea preocupărilor cadrelor tehnice din serviciile metalurgice și din turnătorii, pentru reducerea greutății pieselor turnate prin extinderea folosirii aliajelor cu proprietăți fizico-chimice superioare (fonte maleabile, fonte modificate, fonte cu grafit nodular, oțeluri carbon de calitate, oțeluri aliate etc.) și intensificarea măsurilor pentru extinderea mecanizării proceselor grele și cu volum mare de muncă, precum și a acțiunii de autoutilare și modernizare a utilajelor din turnătorii prin folosirea creditelor de mică mecanizare.

— Dezvoltarea activității de cercetare științifică în institute și uzine pe următoarele direcții :

— creșterea și perfecționarea bazei de materii prime și auxiliare prin : îmbunătățirea continuă a fontei brute de turnătorie, dezvoltarea producției proprii de modificatori inoculanți și dezoxidanți (pentru aliaje neferoase), adaosuri de rafinare, de formare, zgure, amestecuri exotermice, pulberi din diverse materiale etc ;

— cercetarea, experimentarea și introducerea în practica turnătoriilor a unei game lărgite de aliaje de aluminiu pe bază de aluminiu din producție indigenă ;

— punerea la punct și perfecționarea continuă a metodelor de formare de precizie bazată pe forme coji, autoîntărirea amestecurilor sau pe forme metalice ;

— ridicarea nivelului tehnic al majorității turnătoriilor de fontă cenușie, prin însușirea fontelor modificate de înaltă rezistență, pentru a permite proiectanților să dimensioneze piesele mai economic și, în unele cazuri, să înlocuiască piesele din oțel cu piese din fontă cu grafit nodular, fontă maleabilă și fontă cenușie modificată.

— Continuarea cercetărilor geologice de către Ministerul Minelor și Comitetul de Stat al Geologiei pentru depistarea de noi zăcăminte de nisipuri și lianți naturali, de calitate superioară, necesare turnătoriilor.

— Asigurarea cantității și a calității sortimentului de materii prime necesare turnătoriilor ca : nisipuri, lianți naturali și fonte.

Astfel se propune:

— intensificarea lucrărilor de investiții de către Ministerul Minelor, pentru punerea în exploatare a instalațiilor de valorificare superioară a zăcămintelor de nisipuri, argile și bentonite prin preparare, spălare, clasare, activare etc. ;

— asigurarea livrării fontelor brute de turnătorie de către Ministerul Industriei Metalurgice în condițiile calitative prevăzute în standardele în vigoare și de la furnale specializate cu livrarea fontei în loturi omogene.

— Organizarea fabricației de materiale auxiliare pentru turnătorii, care să satisfacă cerințele crescînde ale turnătoriilor și să asigure calitatea aliajelor elaborate, totodată reducîndu-se importul acestor materiale. Astfel se propune :

— studierea înființării în cadrul Ministerului Industriei Chimice a unei întreprinderi specializate pentru : fabricarea de materiale și mixturi speciale de turnătorie : vopsele, chituri, paste, fluxuri și fondanți pentru protecție, dezoxidare, degazare, modificare ; producția industrială de rășini furanice necesare turnătoriilor pentru prepararea amestecurilor de formare. De asemenea, se propune revizuirea standardelor și normelor uzinale în vederea îmbunătățirii calității rășinilor fenolformaldehidice, ureoformaldehidice leșiei sulfitice etc. și totodată revizuirea prețurilor de vînzare a acestor produse ;

— înființarea în cadrul Ministerului Industriei Metalurgice a unei întreprinderi specializate pentru fabricarea de prealiaje, modificatori, materiale exotermice, feroaliaje, pulberi de aluminiu, crom, cărbune etc., necesare la elaborarea aliajelor de turnătorie.

Pentru fundamentarea necesității de înființare a acestor unități în cadrul M.I.Ch. și M.I.M., se propune ca I.P.C.M. să elaboreze studii tehnico-economice de justificare a acestor unități.

— Pentru extinderea asimilării și fabricării utilajului de turnătorie se propune dezvoltarea activității de proiectare, I.C.T.C.M. și I.P.C.M. urmărind, pe lîngă proiectarea de linii tehnologice mecanizate, automatizate și tipizarea, și modernizarea utilajelor.

Concomitent, pentru a face față marilor sarcini de investiții în turnătorii în cincinalul ce urmează, se consideră oportun ca M.I.C.M. să studieze repartizarea fabricației de utilaje și la alte uzine în afară de „Independența — Sibiu". Astfel, de exemplu, se propune prelucrarea fabricației de mașini de format de către fabricile de mașini unelte care au tehnicitate ridicată pentru a realiza utilaje la nivelul calitativ corespunzător.

— În vederea extinderii înlocuirii pieselor de oțel prin prescrierea de către proiectanți a calităților superioare de fonte nodulare, maleabile și cenușii modificate, se propune ca I.C.T.C.M. să elaboreze prospecte cu calitățile fontelor de înaltă rezistență, pentru a le face cunoscute, și în paralel să revizuiască standardele pentru aceste sortimente de fonte.

— Intensificarea cercetărilor de către I.C.T.C.M. pentru asimilarea de noi mărci de aliaje neferoase (pe bază de aluminiu, cupru, zinc etc.) și stabilirea de tehnologii (prin turnare sub presiune, centrifugal, de precizie ș.a.) pentru realizarea diferitelor repere din toate domeniile construcțiilor de mașini (construcții de motoare Diesel, aparataj electrotehnic, fabricație de armături și de echipament pentru instalații sanitare, piese pentru industria de autovehicule, aeronautică) la nivelul cerințelor actuale.

— Îmbunătățirea activității de control tehnic din uzinele M.I.C.M. prin dotarea organelor C.T.C. din turnătorii cu documentație de control tehnic, aparatură necesară pentru verificări și personal de specialitate de înaltă calificare, în scopul livrării numai a pieselor corespunzătoare calitativ.

— Organizarea în continuare de către M.I.C.M. și C.N.I.T. a cursurilor de specializare și perfecționare periodică a cadrelor tehnice din turnătorii, la nivel

superior, în scopul informării cu ultimele noutăţi tehnice.

— Pentru îmbunătăţirea sistemului informaţional al inginerilor şi tehnicienilor din turnătorii se propune ca M.I.C.M. şi C.N.I.T. să facă demersuri pentru înfiinţarea „Revistei de turnătorie", întrucît se consideră că sînt create toate condiţiile pentru realizarea acestui deziderat, prin numărul mare de cititori, volumul de articole disponibile şi necesitatea sporită a propagandei tehnico-ştiinţifice.

— Editura tehnică, I.D.T. şi M.I.C.M. — O.D.P.T. să tipărească în tiraj sporit şi cu o tematică largă lucrările tehnice din domeniul turnătoriei, pentru o mai bună informare a inginerilor şi tehnicienilor.

— Avînd în vedere afilierea României, la 1 ianuarie 1968, la Asociaţia Internaţională de Turnătorie, conferinţa consideră necesară organizarea mai bună a turnătorilor din România pentru a contribui activ la promovarea tehnicii noi şi la întărirea colaborării tehnico-ştiinţifice a cadrelor în acest domeniu de activitate.

— Ţinînd seamă de contribuţia hotărîtoare a turnătoriilor în construcţia de maşini, de volumul mare al producţiei de piese turnate (1 mil.t anual), care situează România în rîndul ţărilor cu tradiţie şi industrie dezvoltată, de importanţa cercetărilor şi a proiectării în acest domeniu, se propune ca M.I.C.M. şi C.N.C.S. să studieze unirea tuturor forţelor tehnice din compartimentul de concepţie (cercetare + proiectare) în cadrul unui singur institut — I.C.T.C.M. — cu scopul concentrării forţelor existente dispersate în prezent în diverse institute şi care nu pot fi coordonate satisfăcător, fiind subordonate şi de ministere diferite.

Gruparea acestor forţe va permite desfăşurarea unei activităţi integrate şi dirijate, privind domeniul turnătoriilor, inclusiv neferoasele.

Această măsură se impune cu atît mai mult, cu cît în prezent pentru dezvoltarea turnătoriilor sînt alocate fonduri mari de investiţii, care trebuie să ducă la asigurarea necesarului de piese turnate, pentru perioada 1970—1980.

Participanţii la conferinţă, însufleţiţi de succesele obţinute, sînt hotărîţi să valorifice schimbul de experienţă şi opinii din cadrul lucrărilor şi să contribuie astfel la înfăptuirea recomandărilor făcute.

Utilizînd priceperea, forţa creatoare şi puterea de muncă pentru îmbunătăţirea activităţii în domeniul turnătoriilor ei se angajează să contribuie în condiţii cît mai bune la îndeplinirea sarcinilor ce revin industriei construcţiilor de maşini, trasate de conducerea superioară de partid şi de stat.

Ing. *P. Filimon*

Realizări şi tendinţe în domeniul tratamentelor termice şi termochimice din R. S. România

În zilele de 12—14 iunie 1969 a avut loc la Bucureşti Sesiunea tehnico-ştiinţifică în domeniul tratamentelor termice cu tema: „Realizări şi tendinţe în domeniul tratamentelor termice şi termochimice din R.S. România", organizată de Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor şi Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini.

La sesiune au participat circa 100 ingineri şi tehnicieni din uzine, institute de proiectări şi cercetări ale M.I.C.M. şi M.I.M., cadre didactice din învăţămîntul tehnic superior, invitaţi din partea unor ministere şi instituţii centrale de stat cu preocupări în domeniul tratamentelor termice.

Tematica sesiunii s-a axat pe următoarele probleme mai importante: tratamentul termic al oţelului, al fontei şi al aliajelor neferoase, tratamente termochimice ale metalelor, călirea superficială cu flacără şi prin inducţie, instalaţii şi cuptoare de tratament termic, controlul calităţii pieselor tratate termic, organizarea producţiei şi a muncii în atelierele şi secţiile de tratamente termice şi termochimice.

Cele 20 de referate şi comunicări, prezentate în cadrul sesiunii, au evidenţiat succesele obţinute în producţie, privind introducerea şi extinderea tratamentelor termice şi termochimice în atmosferă controlată, a celor superficiale cu încălzire prin curenţi de inducţie, precum şi necesitatea introducerii unor noi procedee de tratament şi analiză cum ar fi: călirea în ceaţă, călirea izotermică a pieselor turnate din fontă perlitică, metalografia optică cu replică ş.a.

Paralel cu succesele obţinute, participanţii la sesiune au semnalat şi unele rămîneri în urmă a secţiilor şi atelierelor de tratamente termice şi termochimice în ceea ce priveşte dotarea acestora cu cuptoare de încălzire, cu aparatură de reglare şi control corespunzătoare conducerii automate a proceselor, fapt ce îngreuiază aplicarea tehnologiilor moderne.

De asemenea, s-a scos în evidenţă ritmul lent de asimilare în ţară a fabricaţiei cuptoarelor de tratament termic, precum şi lipsa unor materiale şi elemente componente: materiale refractare, tuburi radiante, ventile etc.

În încheierea lucrărilor sesiunii au fost adoptate unele recomandări şi concluzii din care menţionăm:

— Extinderea procedeului de cromizare locală a matriţelor mari de forjă la uzinele „23 August", uzinele de autocamioane şi uzina „Tractorul" şi efectuarea unor schimburi de experienţă pentru generalizarea la alte uzine.

— Generalizarea aplicării metalografiei cu replică în uzinele M.I.C.M.

— Intensificarea acţiunii de asimilare în ţară a utilajelor de tratamente termice.

— Asimilarea tuburilor radiante în ţară prin importarea de ţeavă inoxidabilă în scopul reducerii costurilor şi a cheltuielilor valutare.

— Introducerea în planul I.C.T.C.M. a unor studii şi cercetări privind tratamentele termochimice noi ca borizarea şi titanizarea cu prospectarea posibilităţilor de aplicare în industria construcţiilor de maşini.

— Iniţierea unor cursuri pentru perfecţionarea inginerilor şi tehnicienilor din domeniul tratamentelor termice.

— Sporirea numărului de materiale sau mărirea paginaţiei trimise spre publicare revistei de specialitate ca să poată cuprinde astfel şi probleme din domeniul tratamentelor termice de mare actualitate.

Inginerii şi tehnicienii care activează în domeniul tratamentelor termice sînt hotărîţi să-şi intensifice eforturile pentru obţinerea de noi şi importante rezultate pe linia sporirii producţiei şi îmbunătăţirea calităţii pieselor tratate termic şi termochimic.

Ing. *P. Filimon*

RECENZII

. M. Cijikov. Procesele de deformare plastică a oţelurilor aliate şi aliajelor neferoase speciale.

Traducere din l. rusă. Editura tehnică, 1969.

Lucrarea este formată din două părţi : partea întîi, tratînd mai concentrat particularităţile generale ale deformării plastice ale oţelurilor aliate şi ale aliajelor neferoase speciale, şi partea a doua, în care se arată în mod diferenţiat şi destul de amănunţit particularităţile tehnologice de laminare sau laminare şi forjare a 17 grupe mari de mărci de oţeluri aliate sau de aliaje neferoase speciale.

Trebuie subliniat de la început că lucrarea are un pronunţat caracter tehnologic şi de aceea se axează mai mult pe expunerea unor exemple de regimuri de prelucrare plastică şi, în mai mică măsură, pe elucidarea aspectelor particulare, pe care le aduce prelucrarea plastică a materialelor metalice arătate la teoria deformaţiei plastice sau la teoria laminării. Acest aspect rezultă în special la tratarea primei părţi în care, după arătarea cîtorva particularităţi ale proceselor tehnologice de deformare plastică a oţelurilor aliate, se trece la prezentarea aspectelor specifice ale diferitelor laminoare degrosisoare, pentru table şi profile din oţeluri aliate.

O atenţie deosebită este acordată regimurilor de încălzire a oţelurilor aliate, înainte de laminare sau forjare. În capitole separate se examinează cele două perioade caracteristice procesului de încălzire, arătîndu-se, cu exemple, condiţiile de apariţie a tensiunilor termice, a tensiunilor structurale, a crăpăturilor şi fisurilor, precum şi procesele de oxidare, decarburare, supraîncălzire. O dată cu examinarea criteriilor pentru stabilirea temperaturilor optime de încălzire a oţelurilor studiate se arată şi cîteva tipuri de aparate şi procedee pentru măsurarea temperaturii de încălzire.

Răcirea oţelurilor aliate după laminare şi forjare este studiată pornindu-se de la cauzele apariţiei fisurilor şi a fulgilor. Se examinează apoi regimurile de răcire care preîntîmpină formarea crăpăturilor şi fulgilor, arătîndu-se şi procedeele de răcire utilizate. Partea întîi se încheie cu o serie de consideraţii cu privire la alegerea sistemelor de calibrare pentru laminarea semifabricatelor şi profilelor din oţeluri aliate. Recomandările sînt susţinute cu exemple interesante de calibrări, care pot fi utile ca documentare, în vederea întocmirii unor calcule de calibrare pentru laminarea profilelor din oţeluri aliate. Tot atît de utile pentru întocmirea calculelor de calibrare şi pentru determinarea parametrilor energetici ai procesului de laminare sînt şi formulele pentru determinarea unor parametri de laminare a oţelurilor aliate cum sînt : durata de încălzire, coeficientul de frecare, lăţirea, rezistenţa la deformare ş.a.

Partea a doua reprezintă circa 78% din volumul întregii lucrări şi tratează procesele tehnologice de laminare pentru oţelurile aliate de construcţii, oţelurile pentru rulmenţi, oţelurile aliate de scule, oţelurile antiacide, oţelurile slab magnetice, oţelurile pentru electrotehnică, precum şi procesele tehnologice de laminare şi forjare a oţelului de scule cu conţinut ridicat de crom, a oţelului rapid, a aliajelor speciale antiacide, a aliajelor şi oţelurilor termostabile, a aliajelor şi oţelurilor refractare, a oţelurilor cu conţinut ridicat de mangan, a oţelului pentru magneţi permanenţi, a aliajelor cu proprietăţi magnetice speciale, a oţelurilor şi aliajelor neferoase cu rezistenţă electrică mare, a aliajelor cu coeficient de dilatare termică prescris şi a aliajelor neferoase cu proprietăţi elastice prescrise. Volumul datelor tehnologice prezentate pentru sortimentele de oţeluri aliate şi aliaje neferoase speciale este evident diferenţiat, în funcţie de diversitatea sortimentală a subgrupelor, de nivelele de producţie şi de disponibilitatea de elemente publicabile, reprezentînd în mod nediscutabil un bogat şi valoros material documentar pentru tehnicienii, inginerii şi studenţii facultăţii de metalurgie, care se ocupă cu prelucrarea plastică şi tratamentele termice ale oţelurilor aliate şi ale aliajelor neferoase speciale, atît pentru activitatea de proiectare şi cercetare, cît şi pentru activităţile practice curente în uzine. Capitolele tratînd sortimentele arătate mai sus au, în general, aceeaşi structură, cuprinzînd :

— un subcapitol cu generalităţi unde sînt arătate caracteristicile fizico-mecanice, compoziţiile chimice şi domeniile de utilizare ;

— un subcapitol în care sînt arătaţi parametrii tehnologici (plasticitatea, temperaturile punctelor critice, oxidarea, susceptibilitatea la crăpături şi fulgi, rezistenţa la deformare, lăţirea, avansul etc.) ;

— un subcapitol în care sînt prezentate particularităţile tehnologice ale deformării şi procesele tehnologice de laminare sau forjare, începînd cu operaţiile de pregătire, curăţare, control, încălzire, deformare plastică (regimul de reduceri) şi terminînd cu operaţiile tehnologice de răcire dirijată, ajustare, inclusiv tratamentele termice, controlul tehnic de calitate, curăţarea suprafeţelor laminatelor etc.

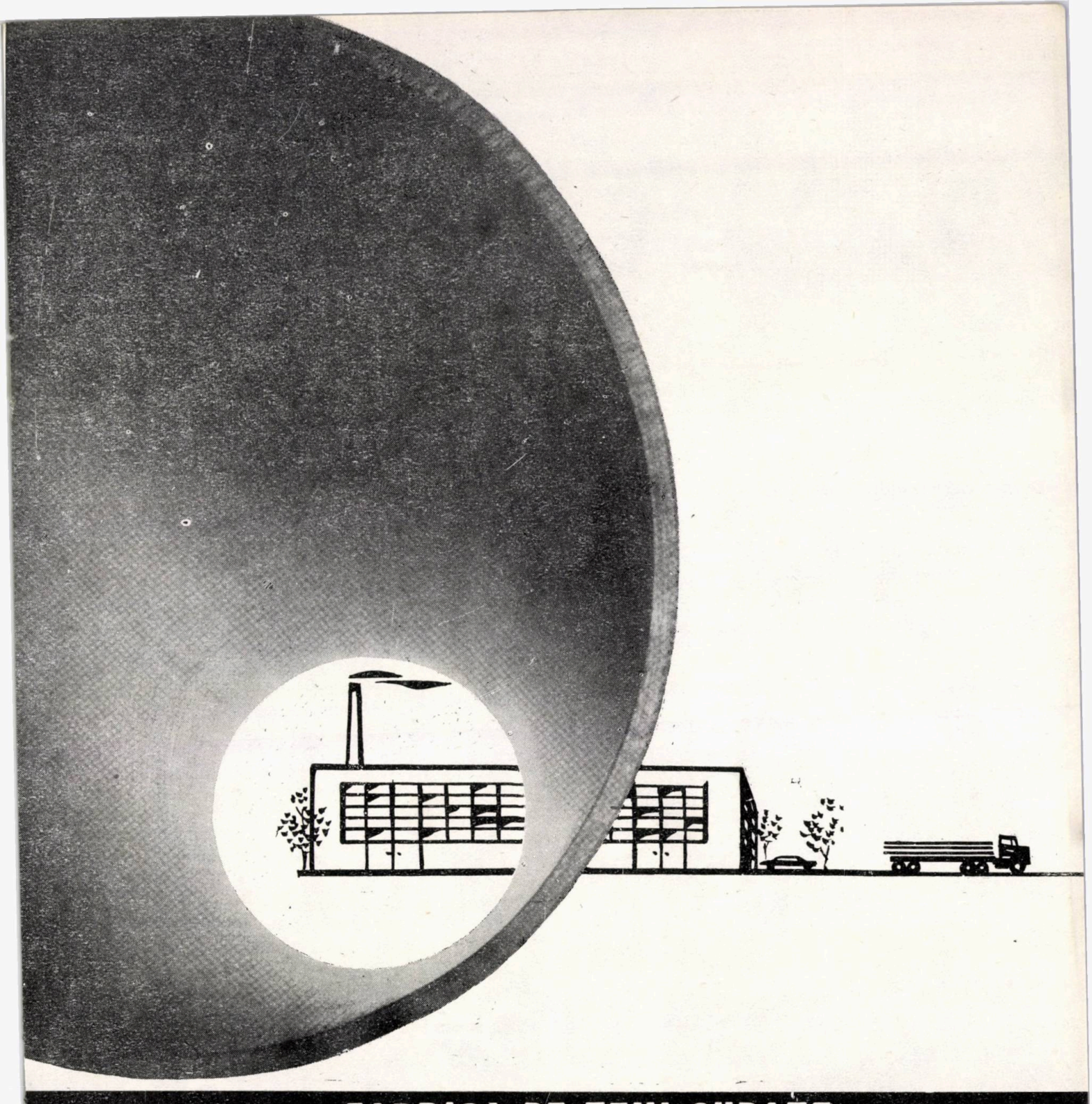
Bogat ilustrat cu date tehnologice deosebit de utile, cu exemple de procese tehnologice atît pentru laminarea profilelor, cît şi pentru laminarea tablelor este, printre altele, capitolul tratînd laminarea oţelurilor aliate de construcţii. Aceeaşi observaţie se poate face, păstrînd scara, şi cu privire la capitolele tratînd prelucrarea plastică a oţelurilor şi aliajelor speciale antiacide, termostabile şi refractare. Ideea prevederii la sfîrşitul cărţii a unei anexe, în care se dau compoziţiile chimice pentru unele mărci uzuale de oţeluri aliate şi aliaje speciale, după normele sovietice GOST, este bună. Ea ar fi trebuit însă completată, pentru traducere, printr-o anexă suplimentară, din care să rezulte corespondenţa dintre mărcile după normele sovietice şi mărcile după standardele româneşti.

Trebuie subliniat că publicarea acestei lucrări umple un gol în literatura noastră tehnică de specialitate. Ea încearcă să sistematizeze un domeniu foarte vast, în care în literatura tehnică mondială s-a scris puţin şi creează premisele unor noi publicaţii cu caracter mai limitat pentru anumite grupe de mărci de oţeluri sau aliaje speciale, care interesează industria noastră, pe baza unor activităţi de cercetare în institute şi în uzinele noastre siderurgice.

Redactarea cărţii este îngrijită, iar termenii tehnici utilizaţi sînt cei uzuali.

Considerăm că publicarea cărţii în limba română este, datorită conţinutului ei, utilă şi binevenită cu atît mai mult, cu cît preocupările specialiştilor noştri în acest domeniu vor fi din ce în ce mai largi, dacă se ţine seamă de prevederile deosebite ale Directivelor celui de-al X-lea Congres al P.C.R., cu privire la extinderea fabricării şi prelucrării oţelurilor de calitate.

Dr. ing. *M. Adrian*



FABRICA DE ŢEVI SUDATE

BUCUREŞTI — Şos. Colentina nr. 461

Telefon 35.49.10

— Sortiment bogat de ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419; 470; 520; 620; 720; 820; 920 şi 1 020 mm, cu grosimi de perete de 4—12 mm (în fabricaţie curentă grosimi de 7—8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620—1 020 mm) şi lungimi cuprinse între 6 şi 16 m.

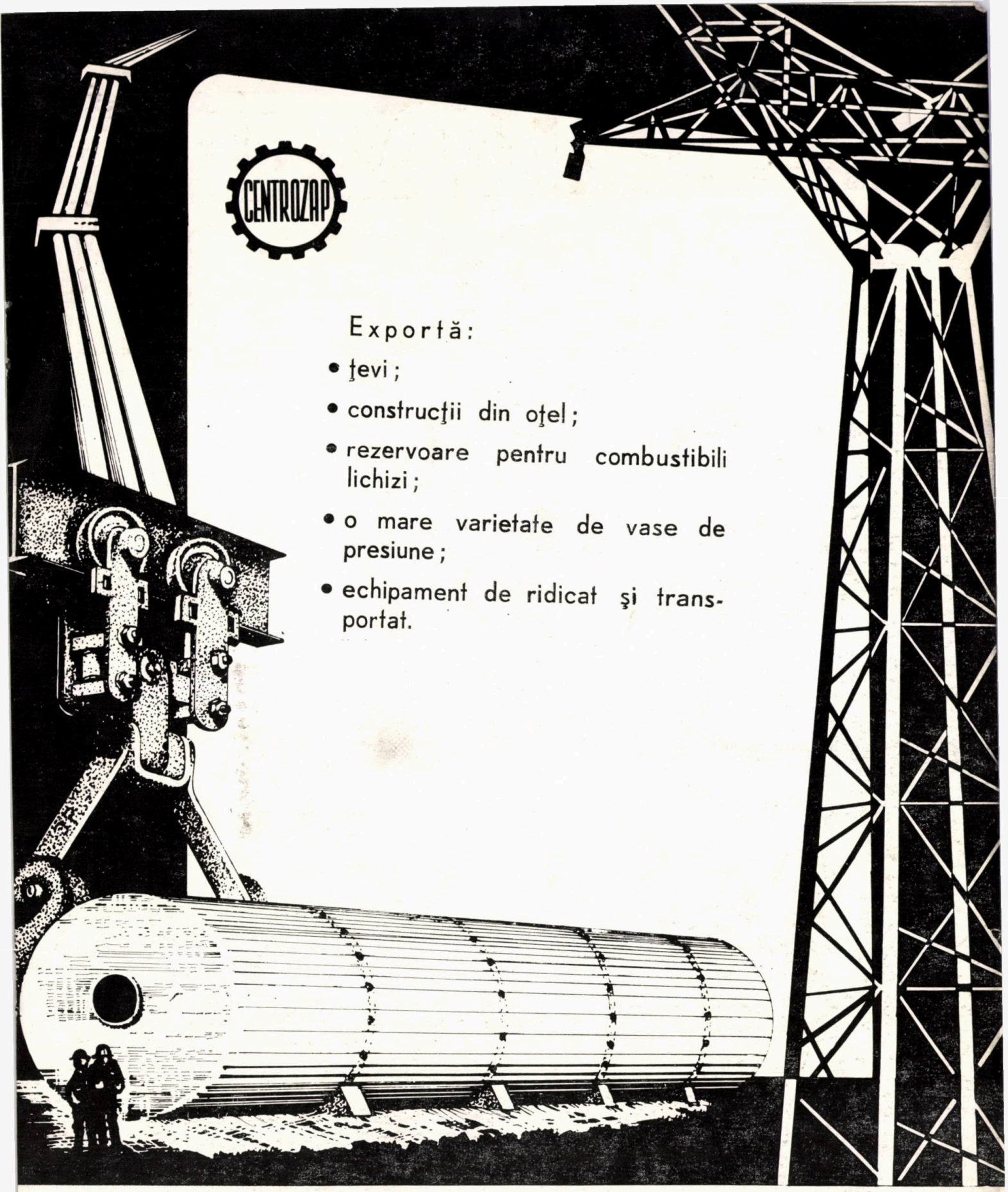
Ţevile se utilizează la: conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, termoficări, conducte de apă, construcţii metalice etc.

UZINA DE TEVI *Republica* — BUCUREŞTI

B-dul Muncii
nr. 256

produce:

- Produse tubulare cu diametrul pînă la 6", inclusiv pentru industria petrolieră (conducte, burlane de foraj, ţevi de extracţie şi prăjini de foraj)
- Produse tubulare pentru prospecţiuni geologice (burlane de foraj, prăjini de foraj)
- Ţevi rotunde şi profilate, trase la rece, cu diametrul de 5-57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48-152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul de pînă la 5" inclusiv, pentru instalaţii de apă, de gaz şi de abur, cu filet şi mufă sau fără filet, în stare neagră (nezincate)



Compania poloneză de comerţ exterior

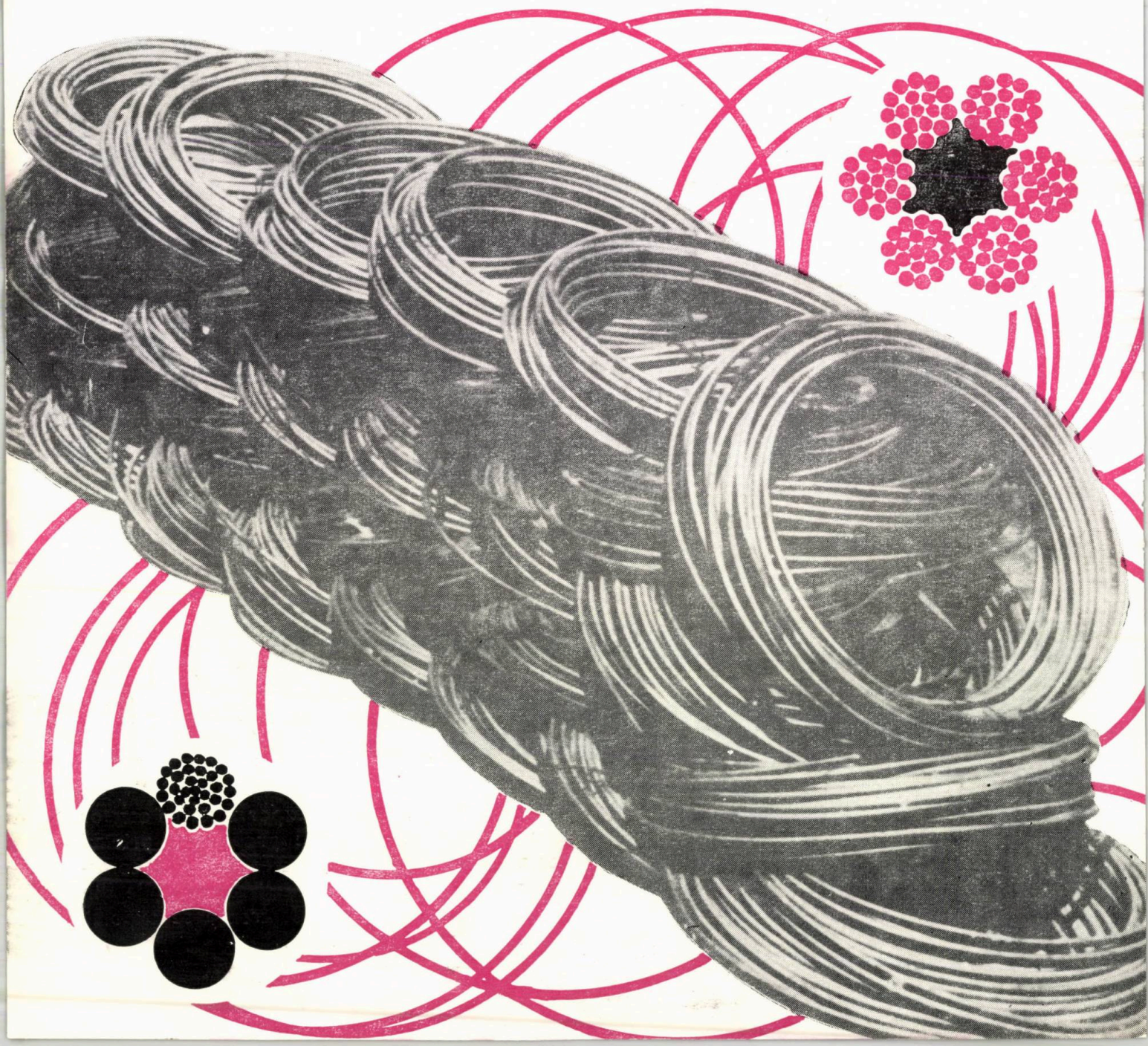
centrozap

Ktowice, Ligonia 7, Polonia
Cutia poştală: 823
Telefon: 513 — 401
Telex: 31 — 416
Telegrame: CENTROZAP Katowice

CENTROZAP este singura exportatoare a acestor produse; se ocupă de toate problemele privind livrarea lor şi asigură executarea în mod corespunzător. Ţevile, rezervoarele şi construcţiile din oţel fabricate de compania Centrozap se exportă în aproape toate ţările lumii.

INDUSTRIA SÎRMEI

19

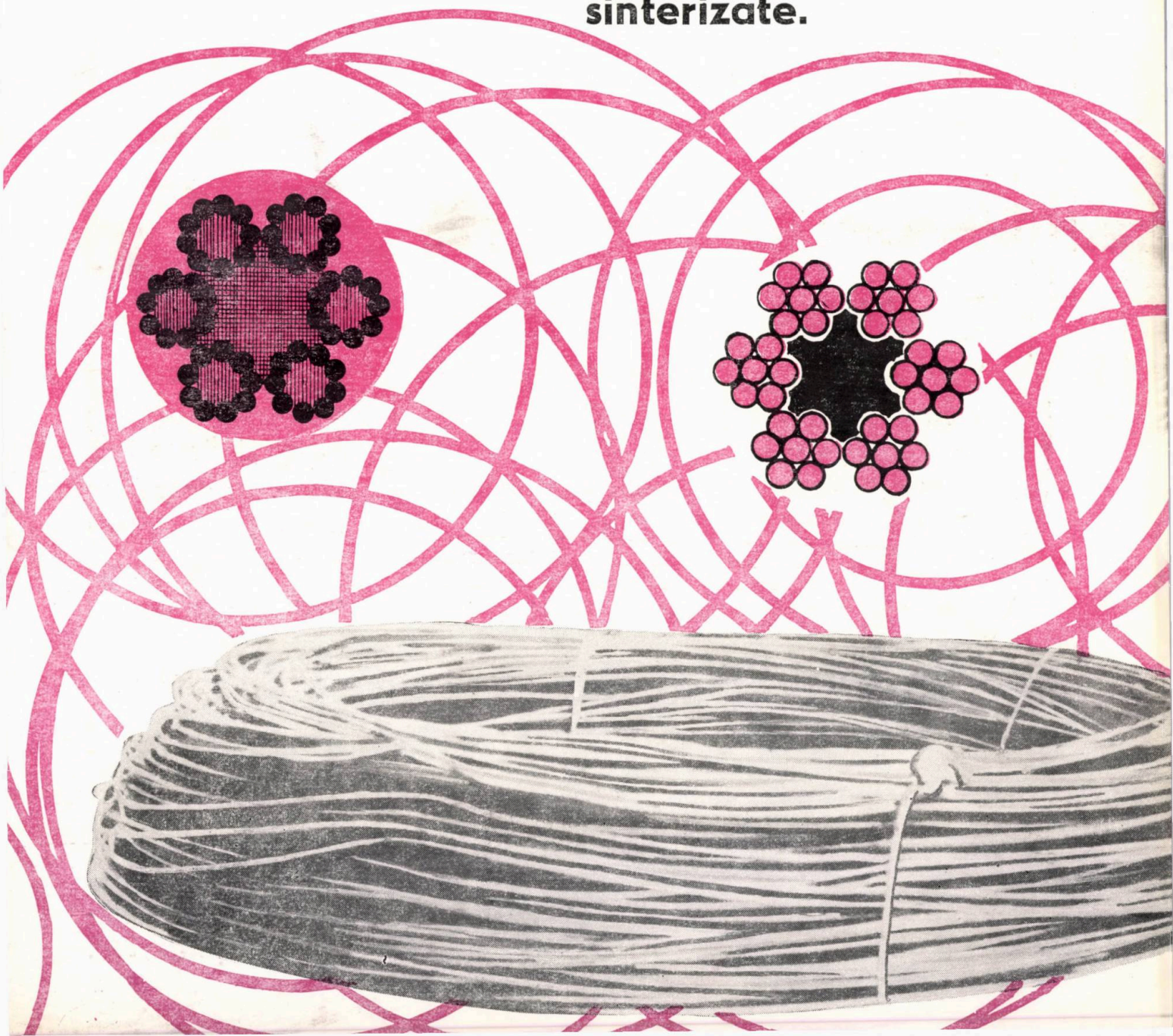


CÎMPIA TURZII

CT

Produce :

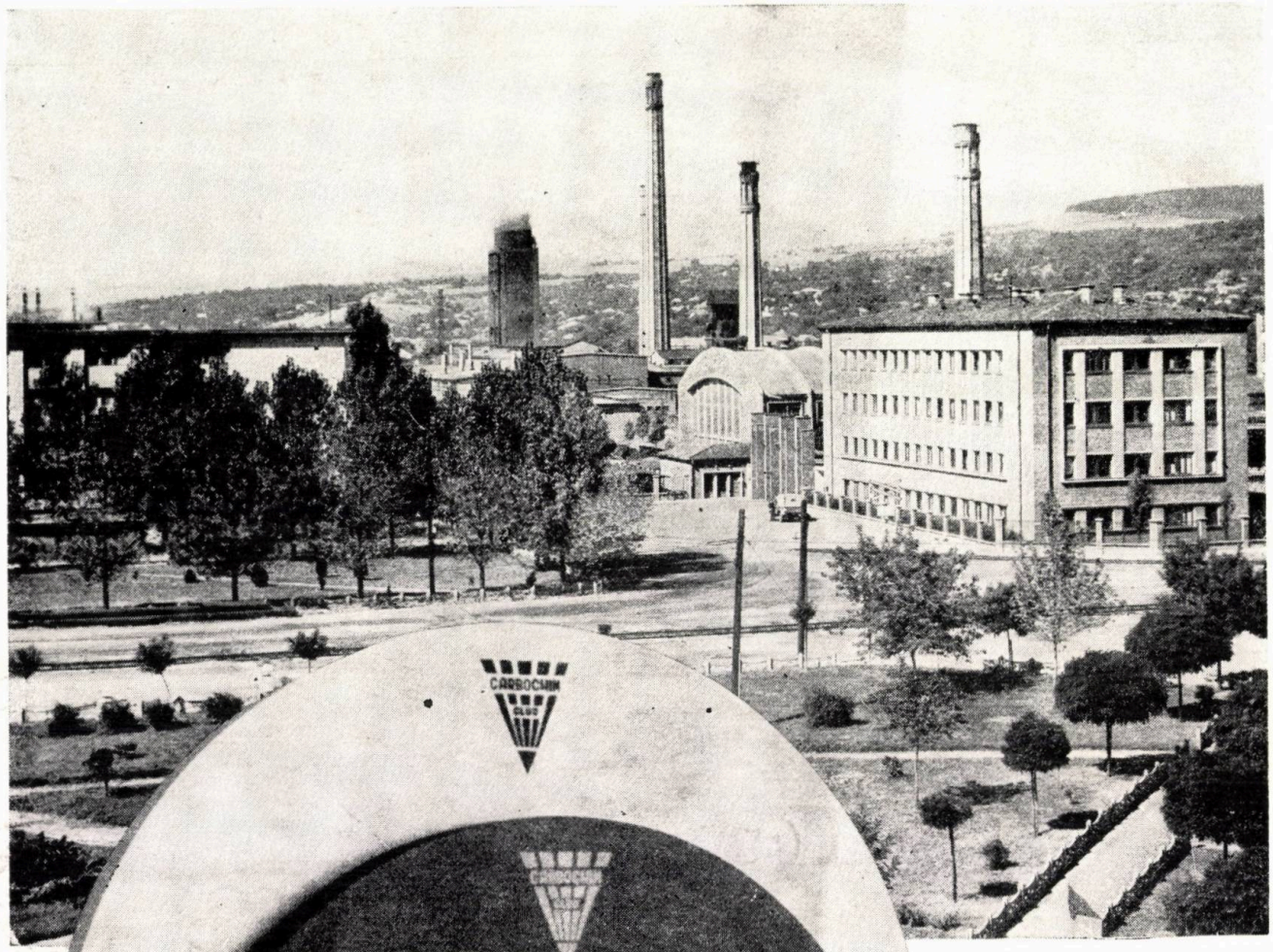
- **Sîrme pentru beton precomprimat;**
- **Cabluri de tracțiune;**
- **Flux de sudură;**
- **Electrozi de sudură speciali;**
- **Filiere și alte produse sinterizate.**

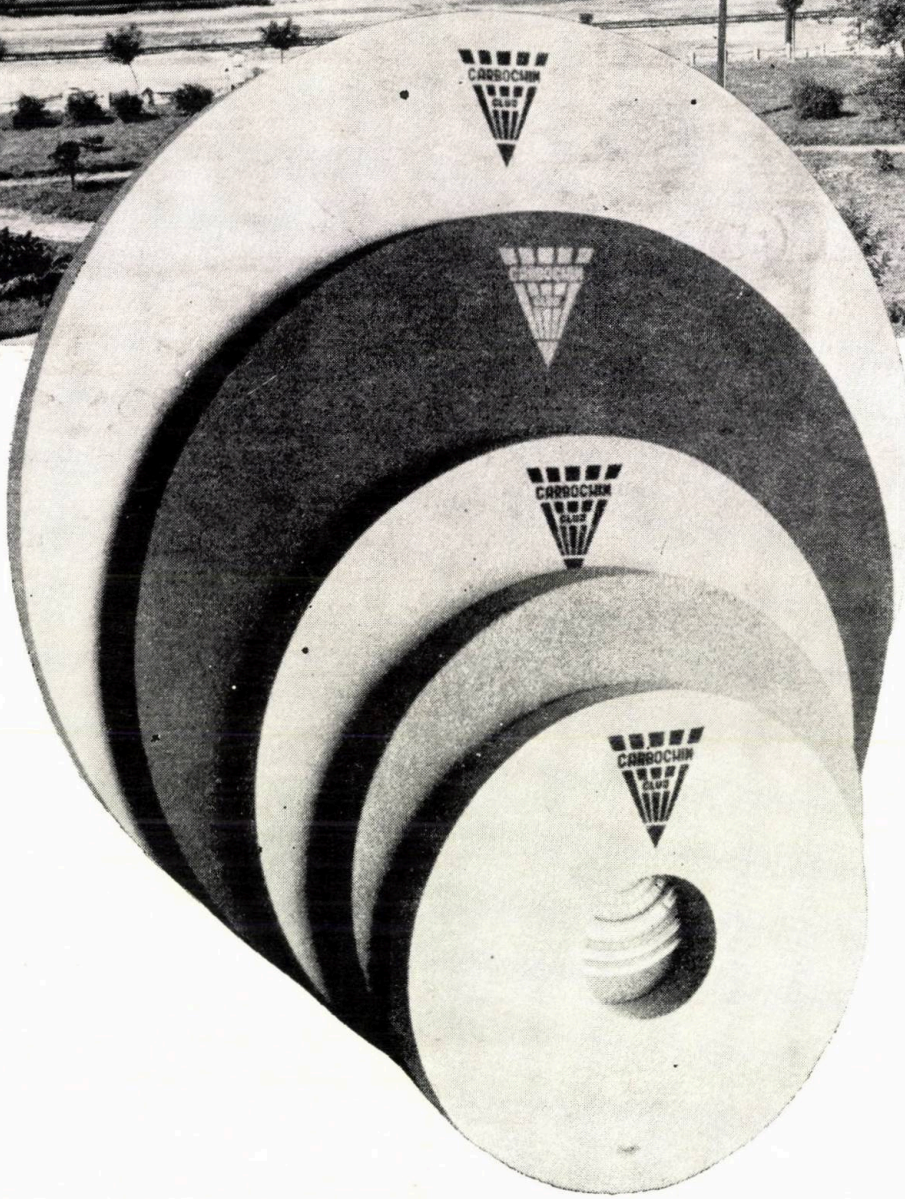


Întreprinderea industrială de stat

„CARBOCHIM"

Cluj • Piaţa 1 Mai nr. 3 • Telefon 1.22.06





Execută corpuri abrazive de diferite forme şi dimensiuni, din electrocorindon normal, electrocorindon nobil şi carbură de siliciu cu lianţi ceramici sau organici pentru:

- *operaţii de degroşare*
- *finisări de precizie*
- *lustruirea suprafeţelor etc.*

VEB STICKSTOFFWERK PIESTERITZ

Sudarea UP

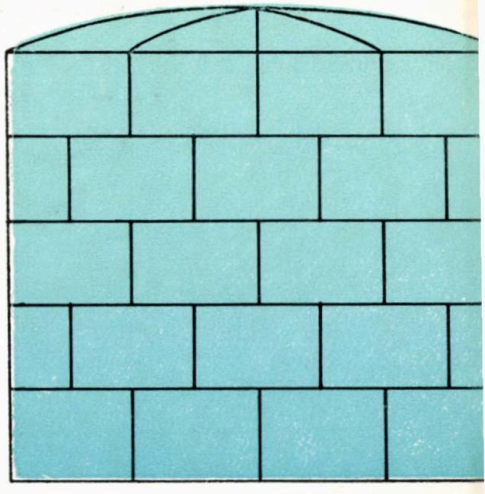
a devenit o noţiune utilizată în industria de prelucrare a metalelor. În acest domeniu fluxul de sudură este un material indispensabil.

Calitatea fluxului de sudură Pie 12 UPS, viteza mare de sudare pe care o asigură, precum şi inoxidabilitatea acestuia au fost apreciate în mod deosebit la Tîrgul internaţional de la Leipzig, unde i s-a acordat medalia de aur.

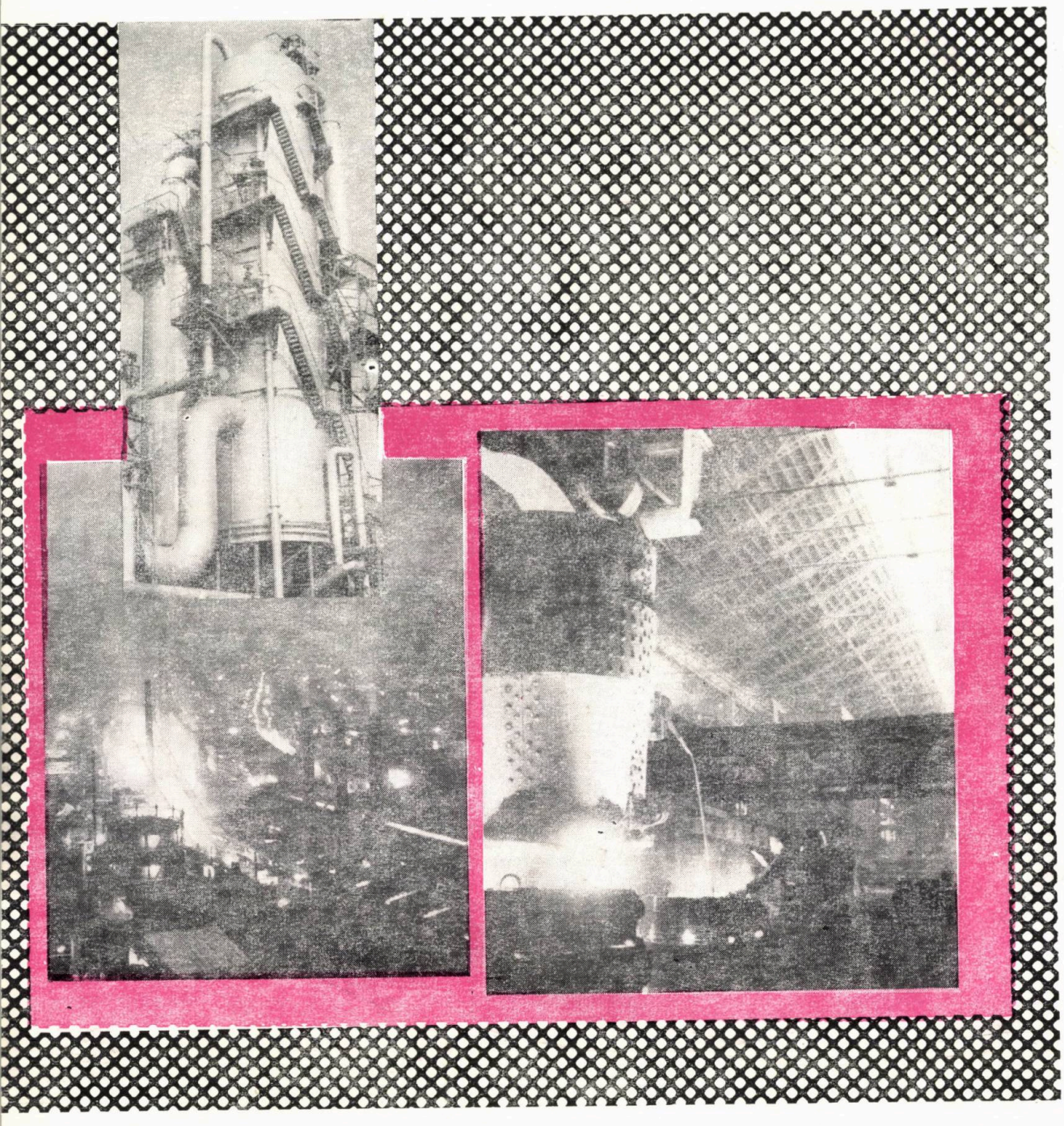
Direcţia tehnică a uzinelor noastre asigură consultaţii în orice problemă.

Vă invităm să vizitaţi standul tehnic din cadrul Tîrgului internaţional de la Leipzig.

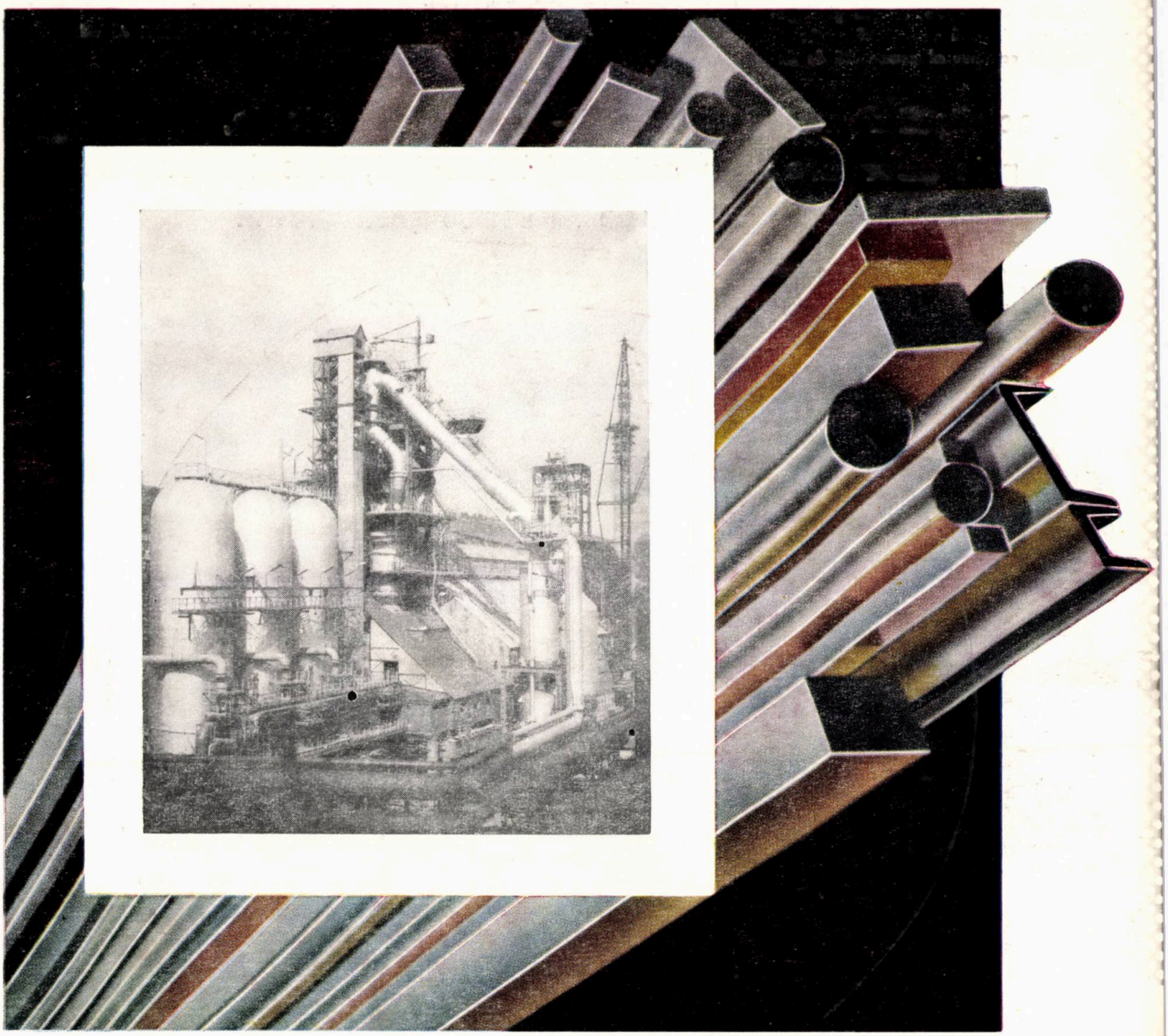
R. D. G.
Wittenberg Lutherstadt — Piesteritz
tel. 680



PUBLICOM



COMBINATUL SIDERURGIC REȘIȚA

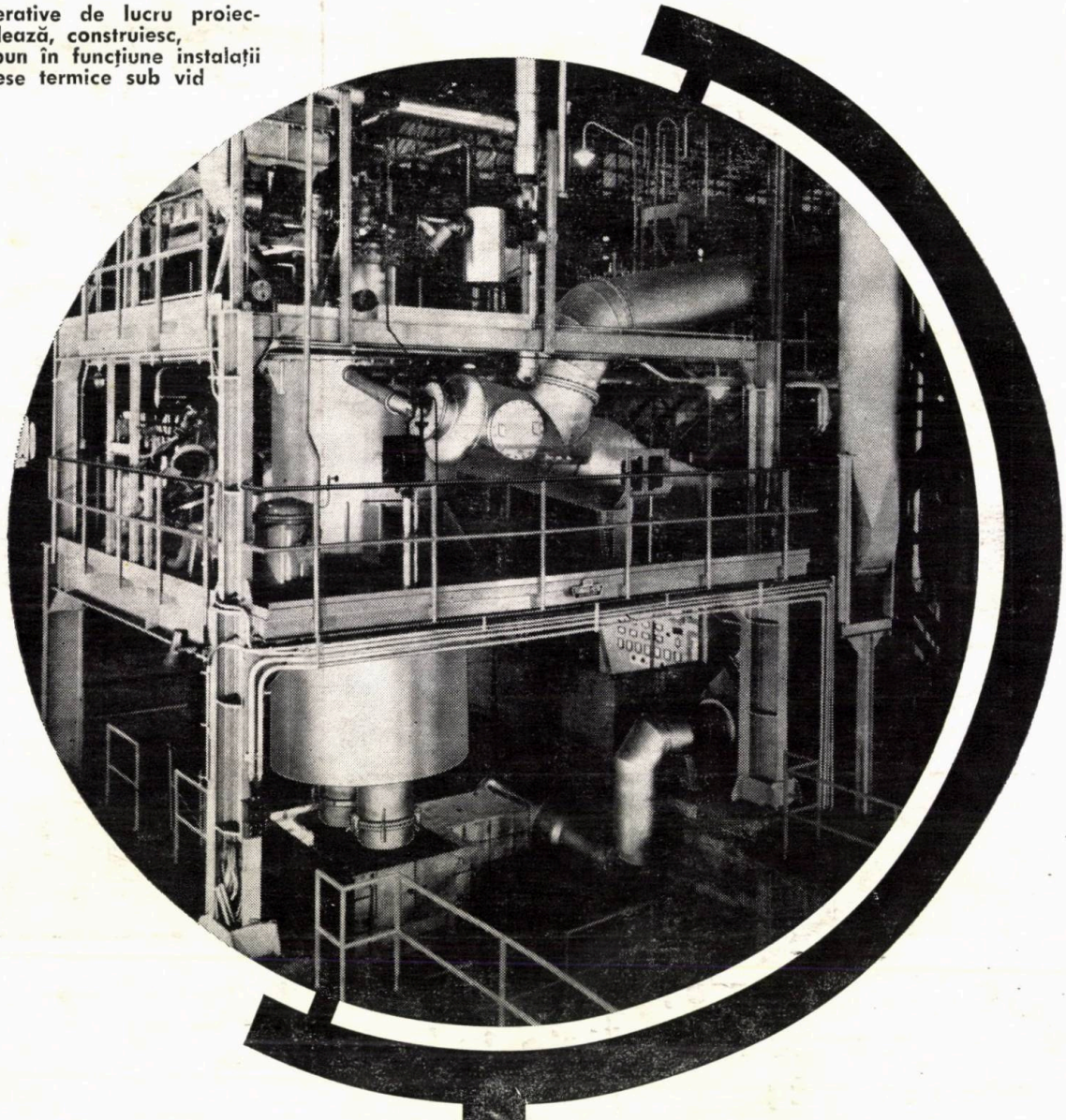


- **Fontă de afinare ;**
- **Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t ;**
- **Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ;**
- **Șine pentru cale ferată ;**
- **Bandaje și discuri de cale ferată ;**
- **Zgură granulată de furnal.**

30 de oțelării din întreaga lume vor aplica în anul 1969 modernul procedeu RH de degazificare sub vid.
Cunoscutele sale avantaje sînt :
condiții optime de reacție și degazificare datorită suprafeței mari ;
control continuu al procesului de degazificare, cu ajutorul aparatelor speciale de măsură; aliere sub vid cu pînă la 5% adaosuri de aliere ;
instalație de încălzire pentru menținerea constantă a temperaturii în vasul de tratare ;
pierderi minime în timpul tratamentului sub vid ;
nu este necesară o încălzire suplimentară a topiturii ;
preț de producție scăzut, datorită durabilității prelungite a căptușelii ;
mare siguranță de exploatare, verificată în peste 60 de instalații de vid MESSO.

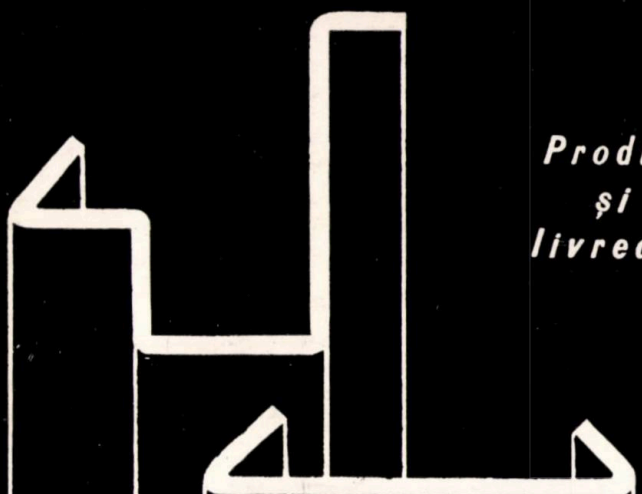
Specialiștii firmei STANDARD-MESSO contribuie, prin acordarea de asistență tehnică, la soluționarea problemelor specifice în toate țările lumii

Grupuri operative de lucru proiectează, calculează, construiesc, livrează și pun în funcțiune instalații pentru procese termice sub vid

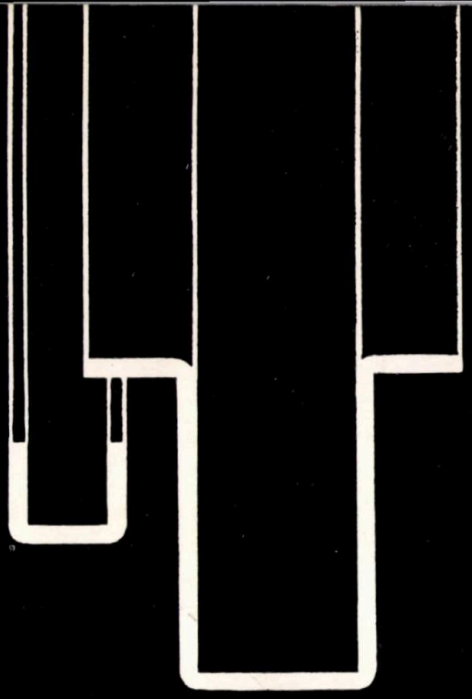


STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg/RFG · Düsseldorfer Straße 29 · Tel.: 2 49 06
Telex: 0855 632 · Telegramme: Standardmesso

PUBLICOM

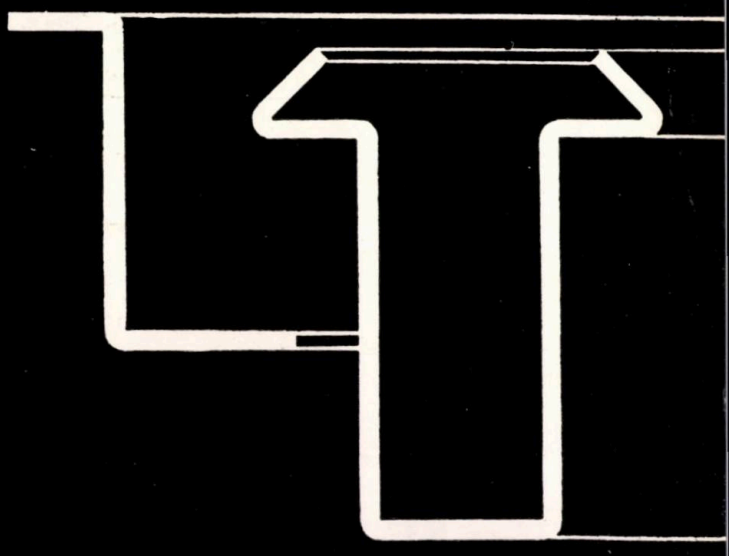


Produce
și
livrează



UZINA METALURGICĂ — IAȘI

- Profile „TM" formate la rece pentru tîmplărie metalică conform NID 85 — 68.
- Profile formate la rece, de uz general:
  - profil cornier cu aripi egale, STAS 7836—67
  - profil cornier cu aripi neegale
  - profil „U" cu aripi egale, STAS 7835—67
  - profil „U" cu aripi neegale
  - profil „Z" cu aripi egale
  - profil „Z" cu aripi neegale
  - profil „Omega" cu aripi egale
  - profil „T" cu aripi egale
- Profile „RD" — rotunde deschise, cu deschidere necalibrată
- Profile „SP" — speciale, cu utilizări diverse
- Confecții de tîmplărie metalică tipizată conform proiect nr. 2160 al CSCAS — IPCT.



TEPRO

ICM

1970 JAN 1 6

MUNCITORI ȘI TEHNICIENI,

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele Întreprinderii pentru colectarea metalelor.

E 3280
04

METALURGIA

11

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXI • NR. 11 • NOIEMBRIE 1969

UZINA METALURGICĂ — IAȘI

Șoseaua Tuțora nr. 132

Produce și livrează:

Produse tubulare sudate pe generatoare:

— Țevi pentru instalații de apă, de gaz și de abur cu filet și mufă sau fără filet, negre sau zincate, cu diametrul de 3/8—4 inci.

— Țevi pentru construcții de precizie obișnuită, laminate la cald sau la rece, cu diametrul de 10—114 mm și grosimea peretelui de 1—4,5 mm.

— Țevi pentru construcții de precizie înaltă, trase la rece, cu diametrul de 8 — 60 mm și grosimea peretelui de 1—3 mm.

— Țevi profilate — pătrate, dreptunghiulare și ovale, cu perimetrul secțiunii de 80—220 mm și grosimea peretelui de 1—3 mm.

— Tuburi de protecție pentru conductori electrici tip PEL 9 — PEL 48 (Pantzer).

E3280

MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA KÖNYVTÁRA

METALURGIA

Anul 21 nr. 11 noiembrie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cuida O. şi *Giotta Celesta*: **Cercetări privind decaparea oţelurilor inoxidabile în băi de săruri topite** 557

Riza M., Rusu B. şi *Bende B.*: **Structuri trefilabile obţinute prin călire întreruptă** 563

Rică I.: **Utilizarea tehnicii electrodului mobil în analiza spectrală de emisie a elementelor în concentraţie mică din oţel.** 567

Cosneanu C., Cohn E. şi *Catană V.*: **Proprietăţile termofizice ale amestecurilor de formare fluide.** . . 572

Veiser I., Szabo A., Petri L., Bulzan Doina şi *Belgiu C.*: **Cercetări privind posibilităţile de îmbunătăţire a calităţii produselor refractare pentru căptuşirea oalelor de turnare.** 577

Dumitrescu Th. şi *Storin Adina*: **Cercetarea radiometrică a uniformităţii densităţii pieselor inelare, din pulbere de cupru presate ciclic.** 582

REALIZĂRI TEHNICE

Tamaş I.: **Laminarea profilelor cornier în calibre deschise.** 586

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Franţiu I., Novac Şt., Fischgold R., Laiu N., Heck M., Radu G. şi *Duţă D.*: **Utilizarea noţiunii de carbon echivalent în fabricarea tablelor groase slab aliate.** 592

PROTECŢIA MUNCII

Moraru C. şi *Lungu E.*: **Aspecte ale protecţiei muncii la maşinile de îndreptat ţeavă de la Uzina metalurgică — Iaşi.** 598

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Dimitrescu Ioana şi *Dumitrescu C.*: **Contacte electrice pentru aparate de protecţie şi comutare** . . . 599

Recenzii 602

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1, Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/966."

c. 3851

42 406

SOMMAIRE

CD 669.14.018.8 :621.794. 42

Cuida O. et *Giotta Celesta* : **Recherches concernant le décapage des aciers inoxidables dans des bains de sels fondus.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 557–562

CD 621.785, 616. 22

Riza M., Rusu B. et *Bende B.* : **Structures tréfilables obtenues par trempage interrompu.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 562–566

CD 669. 14 : 669. 017 : 543.42

Rică I. : **L'utilisation de la technique de l'électrode mobile dans l'analyse spectrale d'émission des éléments en faible concentration dans l'acier.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 567–571

CD 621.742.4 :539. 4 : 5.367

Cosneanu C., Cohn E. et *Catană V.* : **Les propriétés thermophysiques des sables de moulage fluides.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 572–576

CD 666.76

Veiser I., Szabo A., Petri L., Bulzan Doina et *Belgiu C.* : **Recherches concernant les possibilités d'amélioration de la qualité des produits réfractaires pour le revêtement intérieur des poches à couler à partir de l'argile de Tg. Jiu.**

Metalurgia 21 (1969) nr. 11, p. 577–581

CD 621.762 : 669. 3 :543.52

Dumitrescu Th. et *Storin Adina* : **L'examen radiométrique de l'uniformité de la densité des pièces annulaires en poudre de cuivre, préssées par cycles.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 582–585

CD 621. 771. 26

Tamaş I. : **Le laminage des profils corniers dans des calibres ouverts.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 586–591

CD 669–41 : 669. 15–194.2

Franţiu I., Novac Şt., Fischgold R., Laiu N., Heck M., Radu G. et *Duţă D.* : **L'utilisation de la notion „carbone équivalent" dans la fabrication des tôles épaisses faiblement alliées.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 592–597

CD 621.774. 68 :614.8

Moraru C. et *Lungu E.* : **Aspects de la protection du travail aux machines à rectifier les tubes de l'Usine métallurgique — Iassy.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 598

CD 621.316.5 : 614.825

Dimitrescu Ioana et *Dumitrescu C.* : **Contacts pour appareils de protection et de commutation.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 599–601

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.14.018.8 : 621.794.42

Куйда О. и *Джиотта Челеста:* **Исследования касающиеся травления нержавеющих сталей в ваннах расплавленных солей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 557–562

ДК 621.785.616.22

Риза М., *Русу Б.* и *Бенде Б.:* **Структуры для волочения, получаемые путем прерывистой закалки.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 563–566

ДК 669.14.669.017 : 543.42

Рыкэ И.: **Применение техники пердвижного электрода при эмиссионном спектральном анализе элементов малых концентраций в стали.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 567–571

ДК 621.742.4:539.4 : 536.9

Косняну К., *Кон Е.* и *Катанэ В.:* **Термофизические свойства жидких формовочных смесей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 572–576

ДК 666.76

Вайзер И., *Сабо А.*, *Пемри Л.*, *Булзан Дойна* и *Белджиу К.:* **Исследования, касающиеся возможности повышения качества огнеупорных изделий для футеровки литейных ковшей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 577–581

ДК 621.762 : 669.3 : 543.52

Думитреску Т. и *Сторин Адина:* **Радиометрическое исследование равномерности плотности циклически прессованных кольцевых деталей из медного порошка.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 582–585

ДК 621.771.26

Тамаш И.: **Прокатка уголковых сортов в открытых ручьях.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 586–591

ДК 669–41 : 669.15–194.2

Франциу И., *Новак Шт.*, *Фишголд Р.*, *Лаиу Н.*, *Гек М.*, *Раду Г.* и *Дуцэ Д.:* **Применение понятия эквивалентный углерод в производстве низколегированных толстых листов.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 592–597

ДК 621.774.68 : 614.8

Морару К. и *Лунгу Е.:* **Охрана труда при работе с трубоправильными машинами на металлургическом заводе в Яссах.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 598

ДК 621.316.5 : 614.825

Димитреску Иоана и Думитреску К.: **Контакты для защитных и коммутационных аппаратов.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 599–601

INHALT

DK 669.14.14.018.8 :621.794.42

Cuida O. und *Giotta Celesta* : **Erforschungen über das Abbeizen von nichtröstenden Stählen in Salzschmelzmischungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 557–562

DK 621.785.616.22

Riza M., Rusu B. und *Bende B.* : **Ziehbares Gefüge durch unterbrochene Abschreckung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 563–566

DK 669.14 : 669.017 : 543, 42

Rică I. : **Anwendung der beweglichen Elektrode als Verfahren für die Spektralanalyse der niedriggehaltigen Elementen im Stahl.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 567–571

DK 621. 742, 4 :539.4 : 536.7

Cosneanu C., Cohn E. und *Catană V.* : **Thermo-physikalische Eigenschaften der flüssigen Formmischungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 572–576

DK 666.76

Veiser I., Szabo A., Petri L., Bulzan Doina und *Belgiu C.* : **Erforschung über Qualitätsverbesserungmöglichkeiten der feuerfesten Erzeugnisse für Giesspfannen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 577–581

DK 621. 762 :669.3 :543.52

Dumitrescu Th. und *Storin Adina* : **Radiometrische Erforschung über Densitätsverteilung bei zyklisch-gepressten Ringstücken aus Kupferpulver.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 582–585

DK 621.771.26

Tamaş I. : **Walzen von Winkelprofilen in offenen Kalibern.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 586–591

DK 669–41 :669.15–194.2

Franţiu I., Novac Şt., Fischgold R., Laiu N., Heck M., Radu C. und *Duţă D.* : **Verwendung des Equivalentkohlenstoff-Begriffes in der Erzeugung von niedriglegiertem Grobblech.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 592–597

DK 621.774.68 : 614.8

Moraru C. und *Lungu E.* : **Einzelheiten des Arbeitsschutzes bei den Rohrrichtmaschinen im metallurgischen Werk Iaşi.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 598

DK 621, 316,5 :614.825

Dimitrescu Ioana und *Dumitrescu C.* : **Kontakte für Schutz-und Umschaltgeräte.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 599–601

CONTENTS

DC 669.14.018.8 : 621.794.42

Cuida O. and *Giolta Celesta* : **Investigations regarding pickling of stainless steel in molten salt-baths.**

Metalurgia 21 (1969), nr, 11, p. 557–562

DC 621.785.616.22

Riza M., Rusu B. and *Bende B.* : **Easy-draw structures obtained by interrupted hardening.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 563–566

DC 669.14 :669.017 :543.42

Rică I. : **Utilization of mobile-electrode technique in emission spectral analysis of low-concentration steel components.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 567–571

DC 621.742.4 :539.4 :5.367

Cosneanu C., Cohn E. and *Catană V.* : **Termo-physical properties of fluid moulding mixtures.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 572–576

DC 666.76

Veiser I., Szabo A., Petri L., Bulzan Doina and *Belgiu C.*: **Investigations regarding quality improvement of ladle refractories by means of Tg. Jiu clay.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 577–581

DC 621.762 :669.3 :543.52

Dumitrescu Th. and *Storin Adina* : **Radiometric investigation of densimetric uniformity in cyclic pressed, circular pieces, made of copper powder.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 582–585

DC 621.771.26

Tamaș I. : **Rolling of angle sections in open grooves.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 586–591

DC 669-41 :669.15 – 194.2

Franțiu I., Novac Șt., Fischgold R., Laiu N., Heck M., Radu G. and *Duță D.* : **Utilization of „equivalent carbon" concept in law-alloy plats processing.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 592–597

DC 621.774.68 :614.8

Moraru C. and *Lungu E.* : **Aspects of labour protection at the tube-straightening machines in Metallurgical Works Iași.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 598

DC 621.316.5 :614.825

Dimitrescu Ioana and *Dumitrescu C.* : **Contacts for protection and commutation devices.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 11, p. 599–601

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 11
NOIEMBRIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cercetări privind decaparea oţelurilor inoxidabile în băi de săruri topite

Ing. O. CUIDA şi ing. CELESTA GIOTTA
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.14.018.8 :621.794.42

RECHERCHES CONCERNANT LE DÉCAPAGE DES ACIERS INOXIDABLES DANS DES BAINS DE SELS FONDUS

Les résultats des expériences effectuées sur une installation de laboratoire ont démontré que les aciers inoxidables austénitiques et ferritiques peuvent être décapés d'une manière satisfaisante — quel que soit le traitement thermique appliqué et leur composition chimique — par l'application du processus technologique suivant : décapage dans un bain de sels alcalins (formé de 80% NaOH et 20% $NaNO_3$) à 450—550°C pendant 20 minutes, suivi d'un décapage dans une solution acide. Sous l'aspect des pertes de poids et de la durée du décapage on a obtenu de meilleurs résultats lorsque le décapage acide a été exécuté à 70—80°C dans une solution formée de 20% H_2SO_4, 30 g/l NaCl et 20 g/l $NaNO_3$.

INVESTIGATIONS REGARDING PICKLING OF STAINLESS STEEL IN MOLTEN SALT-BATHS

Results of investigations performed on a laboratorydevice emphasized that for austenitic and ferrite stainless steel — irrespective of applied heat treatment and chemical composition — a satisfactory pickling may be obtained by the following treatment: alcaline pickling in salt bath (80% NaOH and 20% $NaNO_3$) at 450— 550°C during 20 min., followed by acid pickling. As regards weight losses and pickling time, best results were obtained when acid pickling was performed at 70—80°C in a mixture of 20% H_2SO_4 , 30 g/l NaCl and 20 g/l $NaNO_3$.

Caracterul complex al ţunderului oţelurilor inoxidabile face ca decaparea acestora numai în soluţii acide să prezinte numeroase dezavantaje (consum de metal, utilizarea de reactivi puternici etc.).

Din acest motiv se tinde către utilizarea pe scară tot mai largă a procedeului cu predecapare în săruri topite. Prin aplicarea acestui procedeu se realizează o productivitate mult mai mare şi un consum de metal mai redus decît în cazul decapării numai în acizi. Procesul tehnologic constă din mai multe faze : predecaparea în săruri topite (un amestec de NaOH şi $NaNO_3$ la temperaturi de 400 — 500°C) ; decaparea în soluţii acide.

În prima fază, baia de săruri topite reacţionează la temperatura procesului cu ţunderul, formînd compuşi de tipul cromiţi sau cromaţi care, spre deosebire de compuşii de tipul spinell, care se află în ţunderul oţelului inoxidabil, sînt dizolvabili în acizi.

Reacţiile dintre ţunder şi sărurile alcaline ale băii sînt :

— formarea cromitului de natriu

$$Cr_2O_3 + 2NaOH \rightarrow 2NaCrO_2 + H_2O$$

— oxidarea $NaCrO_2$ la cromat de sodiu

$$4NaCrO_2 + 3O_2 + 4NaOH \rightarrow 4\,Na_2CrO_4 + 2H_2O$$

$$2NaCrO_2 + 3NaNO_3 + 2NaOH \rightarrow 2Na_2CrO_4 + 3NaNO_2 + H_2O$$

Oxizii din ţunder fiind însă de forma ($FeO \cdot Cr_2O_3$, $FeO \cdot Fe_2O_3$) se desfăşoară concomitent cu reacţiile de descompunere a oxizilor simpli şi oxidarea oxizilor inferiori :

$$2FeO \cdot Cr_2O_3 + NaNO_3 \rightarrow Fe_2O_3 + 2Cr_2O_3 + NaNO_2$$ sau :

$$4FeO \cdot Cr_2O_3 + O_2 \rightarrow 2Fe_2O_3 + 4Cr_2O_3$$

$$2FeO + NaNO_3 \rightarrow Fe_2O_3 + NaNO_2$$

$$2Fe_3O_4 + NaNO_3 \rightarrow 3Fe_2O_3 + NaNO_2$$

Tabela 1

1. Oţeluri inoxidabile austenitice

Marca oţelului	STAS sau GOST	Nr. şarjei	Compoziţia chimică, %							
			C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Wo	Mo
7 TNC 180	STAS 3584—64	616	0,073	0,80	1,56	18,32	9,85	0,30		
		632	0,070	0,40	1,44	17,73	9,96	0,29		
		633	0,050	0,35	1,45	17,83	9,87	0,29		
7 NbNC 180	STAS 3584—64	654	0,050	0,44	1,28	17,85	12,45		1,03	
8 TMoNC 180	STAS 3584—64	638	0,060	0,42	1,28	16,83	12,67			2,05
10 AzMNC 170	STAS 3584—64	586	0,070	0,41	9,18	18,25	5,52			
H 25 N 20 S 2	GOST 5638—64	655	0,070	2,36	0,60	15,40	20,36			
		656	0,090	2,37	0,67	25,44	20,31			

2. Oţeluri inoxidabile feritice şi ferito-austenitice

Marca oţelului	STAS sau GOST	Nr. şarjei	Compoziţia chimică, %						
			C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Mişmetal
7 C 120	STAS 3584—64	607	0,056	0,36	0,55	12,89			
		608	0,047	0,48	0,42	12,86			
		609	0,041	0,51	0,42	12,82			
10 C 170	STAS 3584—64	610	0,065	0,43	0,42	16,33			
		611	0,055	0,55	0,42	16,04			
		612	0,055	0,61	0,45	16,33			
12 TC 250	STAS 3584—64	657	0,10	0,49	0,57	25,56		0,44	
12 TC 250 M	STAS 3584—64	653	0,12	0,58	0,52	26,70		0,27	0,34
1 H 21 N 5 T	GOST 5638—61	659	0,12	0,68	0,84	21,54	5,25	0,47	
		660	0,12	0,52	0,54	21,80	5,31	0,57	

Fenomenul chimic este însoţit de un fenomen mecanic, prin care, la fiecare reacţie, ţunderul îşi modifică volumul. Aceasta face ca el să fisureze, fapt care îi slăbeşte aderenţa şi compactitatea. Pe seama acestui fenomen, o cantitate însemnată de ţunder cade de pe material, iar ceea ce rămîne reprezintă o peliculă subţire de oxizi uşor dizolvabili.

Faza a doua a procesului, decaparea în acizi, urmăreşte îndepărtarea acestei pelicule.

Experimentările prezentate au căutat să pună în evidenţă anumiţi factori care ar putea să aibă o influenţă asupra decapării în săruri topite, cum ar fi : temperatura de lucru a băii de săruri, compoziţia chimică şi starea materialului, compoziţia soluţiei acide de decapare finală.

Materiale utilizate în cercetări şi metodica de cercetare. Pentru a putea cuprinde cît mai multe aspecte care apar în cursul decapării, experimentările s-au făcut pe mai multe mărci de oţeluri inoxidabile din clase diferite. Compoziţia chimică a oţelurilor folosite este dată în tabela 1.

Caracterul ţunderului fiind diferit în funcţie de starea materialului, probele au fost folosite atît în stare laminată, cît şi în stare tratată termic, în regimuri şi viteze de răcire diferenţiate şi corespunzătoare regimurilor aplicate în practică, aşa cum se prezintă în tabela 2.

Tabela 2

1. Oţeluri inoxidabile austenitice

Marca oţelului	A	B	C	D	E
	Laminat	1 100 °C/apă 20 min	1 100 °C/apă 80 min	1 100 °C/apă 180 min	1 100° C/apă 60 min
7 TNC 180	+	+	+	+	+
7 NbNC 180	+	—	+	—	—
8 TMoNC 180	+	—	+	—	—
10 AzMNC 170	+	—	+	—	—
H 25 N 20 S2	+	—	+	—	+

2. Oţeluri inoxidabile feritice şi ferito-austenitice

Marca oţelului	A	B	C	D	E
	Laminat	1 100 °C/aer	1 100 °C/aer	1 100 °C/apă	1 100 °C/aer
7 C 120	+	+	+	+	+
10 C 170	+	+	+	+	+
12 TC 250	+	+	—	—	—
12 TC 250 M	+	+	—	—	—
1 H 21 N 5 T	+	+	—	—	+

Procesul tehnologic aplicat în experimentări a cuprins mai multe faze : predecaparea în baie de săruri ; spălarea cu apă rece ; decaparea în soluție acidă ; spălarea ; pasivarea și înălbirea.

Baia de săruri utilizată a fost compusă din amestecul 80 % NaOH + 20 % $NaNO_3$. Temperaturile de lucru ale băii au fost de 400, 450, 500, 550°C, iar durata de menținere a probelor în topitură a fost în toate cazurile de 25 min. Operația a fost executată pe o instalație proiectată și realizată în ICEM (fig. 1), la o precizie de menținere a temperaturii, la valorile cerute de ± 15°C.

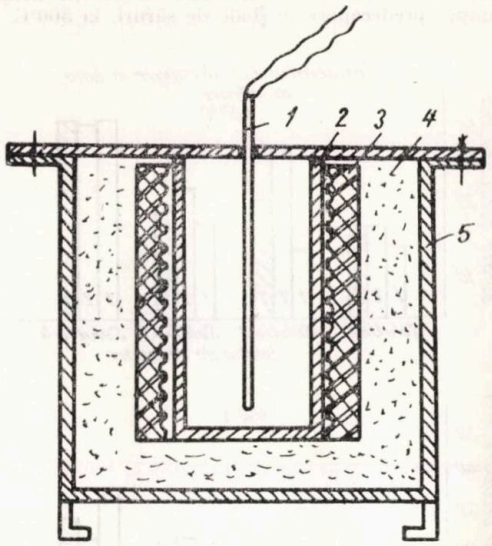


Fig. 1. Schema cuptorului pentru decapare în băi de săruri topite :

1 — termocuplu ; *2* — cutie metalică interioară cu topitură de săruri ; *3* — placă de șamotă cu rezistențe electrice ; *4* — strat izolator de praf de azbest ; *5* — cutie metalică exterioară.

Decaparea finală s-a făcut în patru variante, prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Nr. soluției	Compoziția chimică					Temperatura de lucru, °C
	H_2SO_4, %	NaCl, g/l	$NaNO_3$, g/l	$FeSO_4$, g/l	HCl, %	
1	20	30	—	—	—	70—80
2	20	30	20	—	—	70—80
3	20	30	20	100	—	70—80
4	—	—	—	—	20	40—50

Ultima fază a procesului, pasivarea și înălbirea, s-a realizat într-o soluție de 5—10% HNO_3, la 50°C, timp de 3 — 5 min.

Aprecierea eficacității acestor variante s-a făcut prin urmărirea mai multor parametri și anume : productivitatea — exprimată prin durata de menținere în soluția acidă pînă la decaparea completă, min ; pierderea în greutate — exprimată prin diferența de greutate a probei cîntărite înainte și după decapare , raportată la unitatea de suprafață, g/m² ; viteza de coroziune a soluției acide — exprimată prin diferența de greutate a probei decapate, cîntărită înainte și după menținerea în soluția acidă timp de 120 min, raportată la unitatea de suprafață și timp, g/m²·h ; aspectul suprafeței probei decapate, urmărit vizual și comparativ ; apariția eventualelor forme de coroziune intergranulară sau pittinguri, prin analiză metalografică.

Rezultatele încercărilor. În figurile 2 — 6 sînt prezentate datele obținute la decaparea în

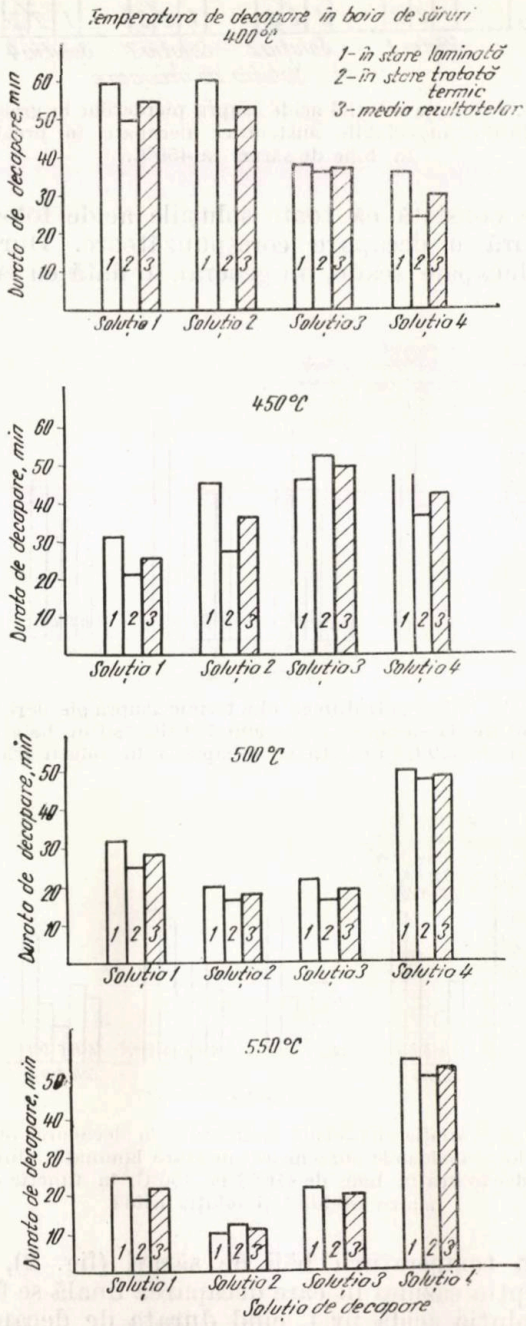


Fig. 2. Variația duratei de decapare în soluția acidă a oțelurilor inoxidabile austenitice în funcție de temperatura băii de săruri.

săruri topite şi soluţii acide, privind durata decapării, pierderile în greutate şi viteza de coroziune pentru oţelurile inoxidabile austenitice

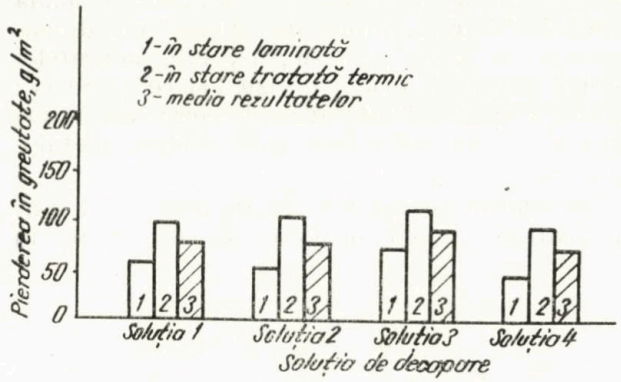


Fig. 3. Influenţa soluţiei acide asupra pierderilor în greutate a oţelurilor inoxidabile austenitice decapate în prealabil în baie de săruri la 450°C.

Se constată că toate soluţiile acide folosite asigură o decapare corespunzătoare. Durata de decapare scade, în general, o dată cu creş-

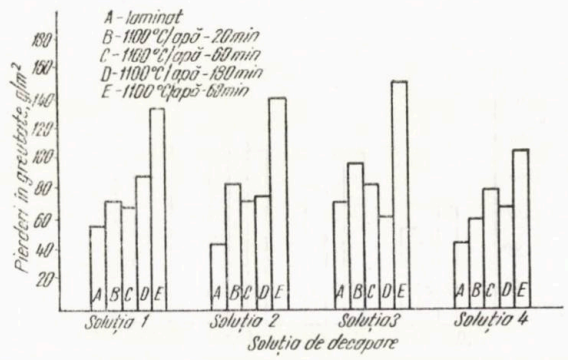


Fig. 4. Influenţa tratamentului termic asupra pierderii în greutate la decaparea oţelului 7 TNC 180 în baie de săruri la 450°C, urmată de decaparea în soluţii acide.

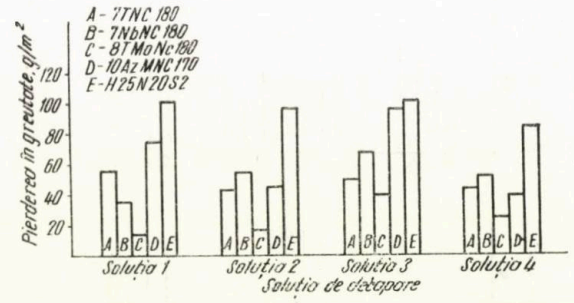


Fig. 5. Variaţia pierderilor în greutate la decaparea oţelurilor inoxidabile austenitice în stare laminată, după predecaparea în baie de săruri la 450°C, în funcţie de marca oţelului şi soluţia acidă.

terea temperaturii băii de săruri (fig. 2), cu excepţia cazului în care decaparea finală se face în soluţia acidă nr.4, cînd durata de decapare creşte o dată cu creşterea temperaturii băii alcaline.

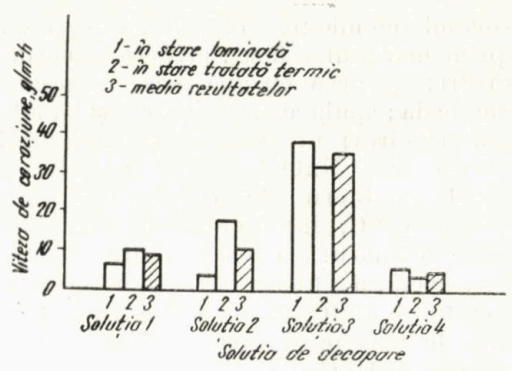


Fig. 6. Variaţia vitezei de coroziune la decaparea oţelurilor inoxidabile austenitice în soluţii acide, după predecapare în baie de săruri, la 500°C.

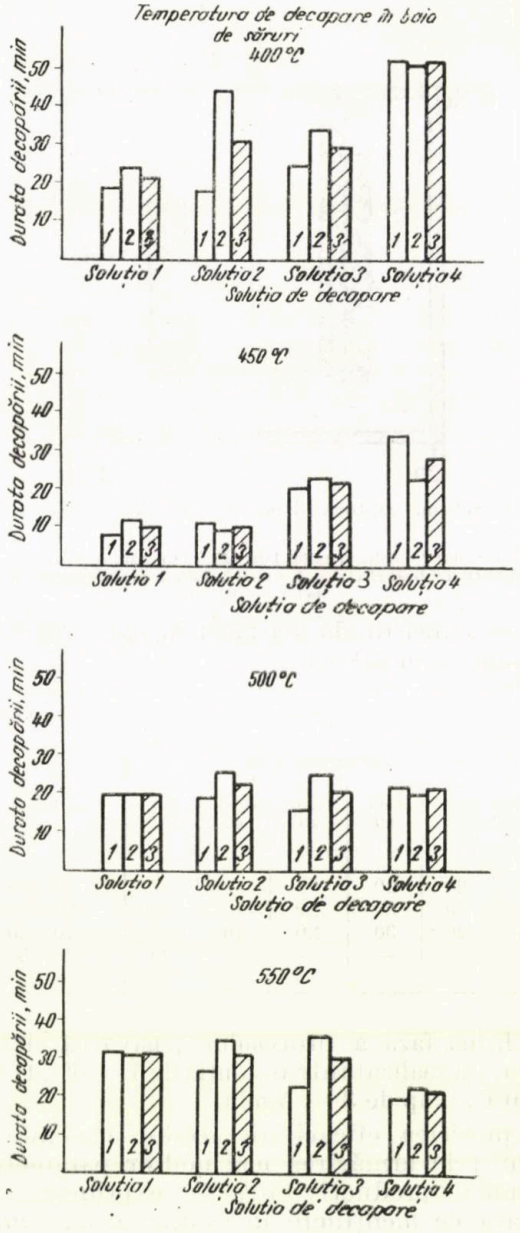


Fig. 7. Durata de decapare în soluţie acidă a oţelurilor inoxidabile feritice, în funcţie de temperatura băii de săruri.

Starea materialului influenţează durata de decapare în sensul că materialul tratat termic se decapează mai repede decît cel laminat. Dacă se ţine seamă de faptul că soluţia acidă nr. 3 diferă de soluţia acidă nr. 2 numai prin

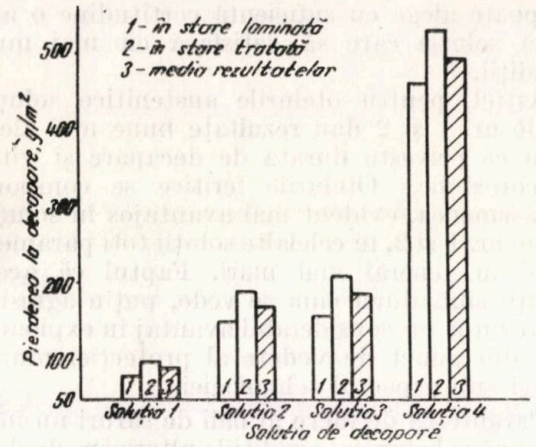


Fig. 8. Influenţa soluţiei acide asupra pierderilor în greutate a oţelurilor feritice predecapate în baie de săruri la 450°C.

aceea că ea conţine în plus 100 g/l $FeSO_4$ rezultă că, sub aspectul productivităţii, prezenţa $FeSO_4$ are un rol pozitiv numai atunci cînd predecaparea în săruri se face la temperaturi mai scăzute (sub 450°C), în celelalte cazuri influenţa introducerii de $FeSO_4$ în soluţia de decapare fiind practic neînsemnată.

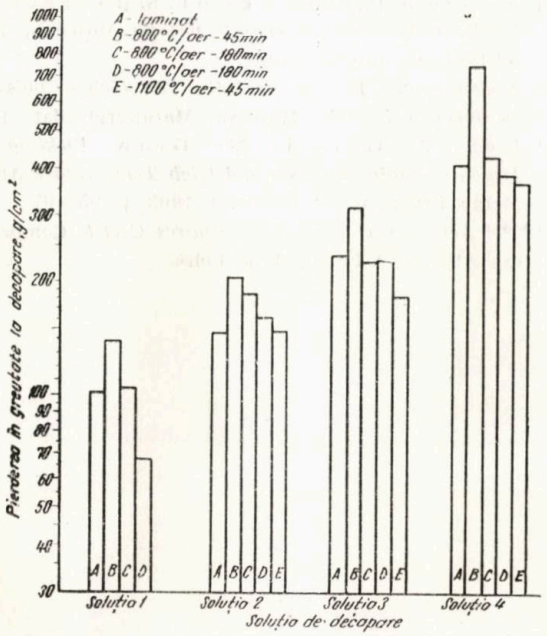


Fig. 9. Variaţia pierderilor în greutate la decaparea oţelului feritic 8 C 130 menţinut în baia de săruri la 550°C, în funcţie de tratamentul termic şi soluţia acidă.

Sub aspectul pierderii în greutate (fig. 3), valorile obţinute în diferitele variante de decapare sînt sensibil apropiate; ele diferă însă mult în funcţie de starea materialului, oţelul tratat termic avînd pierderi mai mari decît cel laminat.

Acelaşi lucru se poate constata, mai detaliat, în figura 4, unde este reprezentată variaţia pierderilor în greutate, în funcţie de tratamentul termic aplicat la un oţel 7 TNC 180.

Din figura 5 se vede că pierderea în greutate este în funcţie de compoziţia chimică a oţelului; valorile minime se obţin la oţelul cu molibden, în vreme ce oţelul Cr-Mn-Ni-N are pierderi foarte mari.

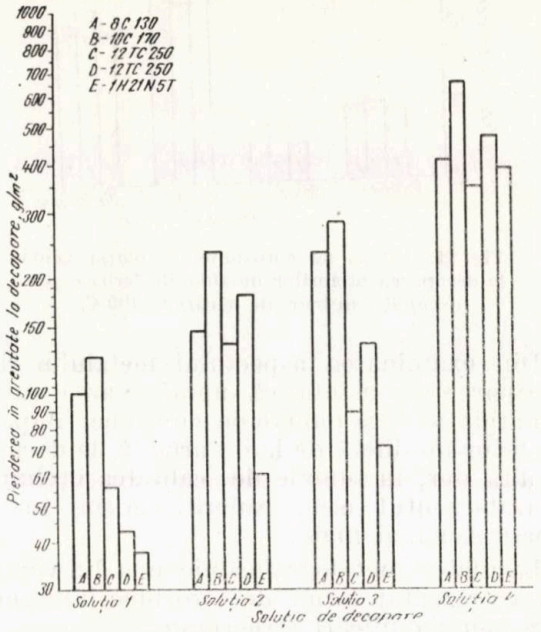


Fig. 10. Variaţia pierderilor în greutate la decaparea oţelurilor inoxidabile feritice menţinute în baie de săruri la 550°C, în funcţie de marca oţelului şi soluţia acidă.

Viteza de coroziune în cele patru soluţii acide (fig. 6) este considerabil de mare numai în soluţia acidă nr. 3, în celelalte soluţii pierderea de metal fiind practic neînsemnată.

Datele obţinute din experimentări privind oţelurile inoxidabile feritice sînt cuprinse în figurile 7 — 11.

După cum se vede (fig. 7), viteza de decapare nu prezintă diferenţe mari în funcţie de natura soluţiei acide; ea variază însă sensibil cu temperatura băii de săruri şi anume prezintă un minim la 450°C.

Pierderile în greutate sînt mult influenţate de natura soluţiei acide (fig. 8), diferenţa fiind de cinci ori mai mare în soluţia acidă nr. 4, faţă de soluţia acidă nr. 1. Se remarcă, de asemenea, mici diferenţe între materialul laminat şi tratat termic, la acesta din urmă pierderile fiind mai mari (fig. 9).

Pierderile în greutate variază de asemenea cu marca oţelului (fig. 10), oţelurile cu % Cr

mai mare (12TC250 şi 1H21N5T) avînd, în toate soluţiile acide, pierderile cele mai mici.

În figura 11 este reprezentată variaţia vitezei de coroziune în cele patru soluţii acide. Soluţiile nr.1 şi nr. 2 se comportă ca cele mai avantajoase din acest punct de vedere, în toate cazurile.

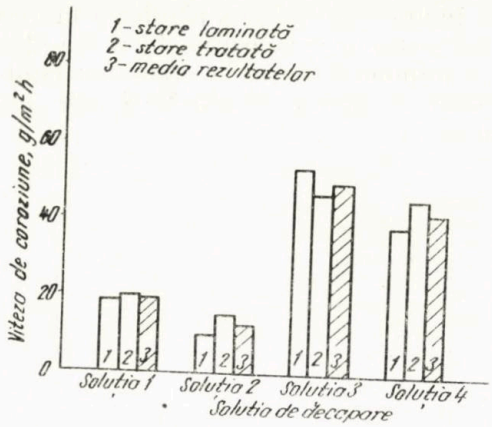


Fig. 11. Viteza de coroziune în soluţia acidă la decaparea oţelurilor inoxidabile feritice predecapate în baie de săruri la 400°C.

Din examinarea aspectului metalului după decapare s-a constatat că suprafaţa are o culoare alb-argintie, fără puncte de coroziune. Aspectul probelor nu diferă de la o variantă de decapare la alta dar, în funcţie de calitatea oţelului şi de tratamentul termic suferit, ele sînt mai lucioase sau mai mate.

La analiza metalografică nici una din variante nu a prezentat forme de coroziune intergranulară sau modificări structurale.

Concluzii

Procedînd prin metoda cu predecapare în topituri de săruri alcaline, toate oţelurile inoxidabile, atît cele austenitice cît şi cele feritice, se decapează în mod satisfăcător în oricare din soluţiile acide încercate.

Dacă se ţine seamă de faptul că, în fiecare din soluţii, unul din parametrii urmăriţi are o valoare optimă, şi luînd în considerare toţi factorii care pot influenţa mersul decapării, se poate alege cu suficientă certitudine o anumită soluţie care să satisfacă cît mai multe condiţii.

Astfel, pentru oţelurile austenitice soluţiile acide nr. 1 şi 2 dau rezultate bune mai ales în ceea ce priveşte durata de decapare şi viteza de coroziune. Oţelurile feritice se comportă, de asemenea, evident mai avantajos în soluţiile acide nr. 1 şi 2, în celelalte soluţii toţi parametrii fiind în general mai mari. Faptul că aceste soluţii sînt, după cum se vede, puţin agresive reprezintă un considerabil avantaj în exploatare atît din punct de vedere al protecţiei muncii, cît şi sub aspectul tehnologiei.

Parametrii de lucru ai băii de săruri nu influenţează substanţial condiţiile ulterioare de decapare; se poate spune numai că creşterea temperaturii băii de săruri atrage după sine scăderea duratei de decapare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Himuşin F. F. *Nerjaveiuşcie stali.* Moscova, Izdatelstvo Metallurghia, 1967.

[2] Colombier L. şi Hochmann I. *Aciers inoxidables, aciers réfractaires.* Paris, Ed. Dunod, 1965.

[3] Jetvin N.P., Rahovskaia F. S. şi Usakov V. I. *Udalenie okalini s poverhnosti metalla.* Moscova, Izdatelstvo, Metallurghia, 1964.

[4] Ksenzuk F. A. *Prokatka i otdelka polosovoi nerjaveiuşcei stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[5] Hohn A., Gurklis Mc. Graw. *Pickling and Descaling Stainless Steels and High Temperature Alloys.* Metals Progress, vol. 83, nr. 4, 1963, p. 95–97.

[6] * * * *Aciers inoxidables et réfractaires CAFL.* Compagnie des Ateliers et Forges de la Loire.

Structuri trefilabile obţinute prin călire întreruptă

Ing. M. RIZA, ing. B. RUSU şi fiz. B. BENDE
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.785.616.22

STRUCTURES TRÉFILABLES OBTENUES PAR TREMPAGE INTERROMPU

On a employé la méthode du trempage interrompu pour réaliser une transformation $\gamma-\alpha$ quasiisotherme, de l'acier B 80Ø10. Les expériences de laboratoire montrent que cette méthode permet la réalisation d'une transformation $\gamma-\alpha$ quasiisotherme. La température de transformation est déterminée d'une manière univoque, par la durée de refroidissement à l'eau. On a obtenu des propriétés optimales de tréfilabilité avec les éprouvettes dont la température de transformation était comprise entre 500 et 560°C. La structure métallographique de ces éprouvettes était une sorbite fine. Grâce au traitement décrit, les propriétés mécaniques se sont améliorées comme suit : σ_r avec 13%; δ_5 avec 29% et ψ avec 85%.

EASY-DRAW STRUCTURES OBTAINED BY INTERRUPTED HARDENING

Interrupted hardening was utilized to obtain a quasiisothermal $\gamma-\alpha$ transformation in B 80Ø10 steel. Laboratory test emphasized validity of the method as for obtaining a quasiisothermal $\gamma-\alpha$ transformation. Transformation temperature is influenced solely by water-cooling time. Best drawing properties were obtained for samples with transformation temperatures ranging between 500 and 560°C. Metallographic structure of these samples showed fine sorbite. Above described treatment improved mechanical properties as follows : σ_r by 13%, δ_5 by 29% and ψ by 86%.

Trefilarea reclamă metalului supus deformării proprietăţi de rezistenţă şi plasticitate deosebită, şi anume : rezistenţa la rupere respectiv gîtuirea şi alungirea relativă trebuie să aibă valori cît mai mari. Condiţiile obişnuite de răcire în colac duc la apariţia în sîrma laminată a unei structuri perlitice grosolane. Această structură este foarte neuniformă de-a lungul firului, ceea ce determină o împrăştiere mare a valorilor de rezistenţă şi plasticitate şi o scădere a valorilor medii. Sîrma laminată nefiind adecvată trefilării, se impune necesitatea patentării sale în baia de plumb sau baia de săruri [1].

Din motive tehnico-economice (preţul de cost ridicat şi durata lungă a patentării izoterme) tendinţa actuală este de a se înlocui patentarea dinaintea trefilării cu răcirea controlată a sîrmei după laminare.

Ideea de a patenta sîrma laminată prin răcire controlată după laminare presupune ca, prin utilizarea mediilor de răcire accesibile într-un laminor (apă şi aer), să fie realizabile condiţiile de răcire similare răcirii în baia de plumb [1].

Din literatură [2]—[6] reiese că pentru sîrma cu diametrul pînă la 6 mm se poate aplica cu succes patentarea în aer. În principiu aceasta constă din răcirea sîrmei de la temperatura finală de laminare pînă la temperatura începutului de transformare ($\gamma - \alpha$) cu răcitoare cu apă de mare capacitate, dispuse între ultima cajă şi vîrtelniţă, urmînd ca transformarea ($\gamma - \alpha$) să aibă loc în timp ce sîrma este supusă unei răciri cu aer comprimat. Cele mai bune rezultate s-au obţinut în cazul în care sîrma a fost înfăşurată în colac după ce transformarea era terminată. Pentru diametre mici ($Ø < 2{,}5$ mm) s-a dovedit a fi suficientă răcirea numai cu aer comprimat, răcitorul cu apă putînd să lipsească.

Pentru diametre care depăşesc 6,5 mm literatura oferă date mult mai puţin concludente. Mărirea diametrului atrage după sine o serie de impedimente tehnologice. O sîrmă cu diametru mare fiind răcită sub 700°C este destul de rigidă pentru a pune probleme la procesul de buclare. Pe de altă parte, diferenţele mari de temperatură care se formează pe secţiunea sîrmei în interiorul răcitorului pot duce la formarea martensitei la periferia sîrmei înainte de începerea transformării părţii centrale a secţiunii. În acest sens există propuneri ca linia de răcire cu apă să fie formată din trepte cu spaţii libere între răcitoare, care să permită uniformizarea temperaturilor pe secţiunea sîrmei. În orice caz acest procedeu cere o lungime mare a liniei de răcire cu apă mai ales dacă viteza de laminare este ridicată [6]. Dat fiind faptul că susceptibilitatea oţelurilor la tratament termic este în funcţie de compoziţie, de condiţiile de austenitizare, de dimensiunea de grăunte etc., pentru diametre mai mari de 6,5 mm, aplicabilitatea metodei trebuie verificată pentru fiecare marcă de oţel şi pentru fiecare dimensiune în parte.

Prezenta lucrare își propune să determine condițiile de aplicabilitate a înlocuirii patentării în plumb cu răcire dirijată, a oțelului B 80 Ø 10 prelucrat la laminorul de sîrmă de la C. S.—Hunedoara.

Sîrma de oțel eutectoid B 80 destinat trefilării, conform NID 123/68, are compoziția chimică: 0,8—0,85% C; 0,2—0,35% Mn; 0,17—0,35% Si; max. 0,04% P; max. 0,04% S; max. 0,2% Cu; max. 0,1% Cr; max. 0,15% Ni la care corespund, după laminare, proprietățile mecanice:

$$\sigma_r = 90 - 105 \text{ kgf/mm}^2; \quad \delta_5 = 9\ \%; \quad \psi = 20\ \%.$$

Principial, obținerea unei curbe de răcire apropiată de cea a patentării în baie de plumb este posibilă și prin răcirea întreruptă în apă (fig. 1). Un oțel austenitizat, scufundat în apă, se răcește cu viteză mare (porțiunea *2a* a curbei *2*). Dacă, în momentul atingerii temperaturii de transformare corespunzătoare structurii căutate oțelul este scos din apă, se produce transformarea cvaziizotermă concomitent cu modificarea condițiilor de răcire (porțiunea *2b* a curbei *2*). Întrucît căldura latentă de transformare poate compensa pierderile de căldură în aer, temperatura se menține constantă în tot timpul transformării.

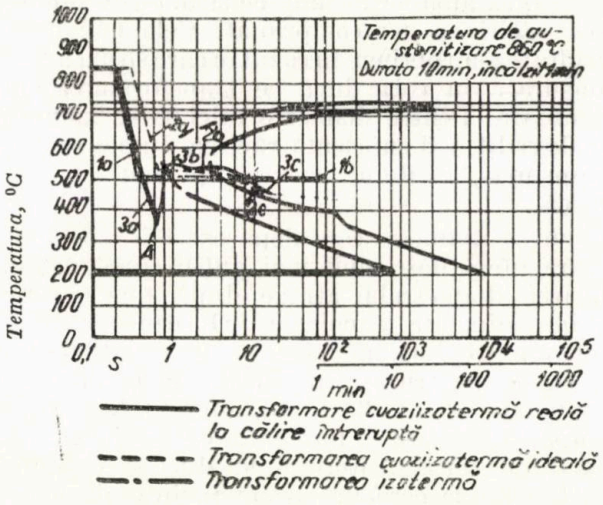


Fig. 1. Diagrama TTT a oțelului B 80.

După transformare oțelul se răcește cu viteză corespunzătoare condițiilor de răcire în aer (porțiunea *2c* a curbei *2*). Oțelul răcit după o asemenea curbă (*2*) ar trebui să se transforme izoterm.

În realitate, în momentul întreruperii călirii, echilibrul dintre căldura de transformare și căldura cedată mediului exterior (aer) nu se stabilește imediat. Din această cauză oțelul se răcește sub temperatura la care urmează să aibă loc transformarea, urmînd ca degajarea căldurii de transformare să ridice temperatura peste temperatura de întrerupere a răcirii în apă (porțiunea 3 *b* a curbei *3*). Pe de altă parte, căldura de transformare nu se dezvoltă cu viteză constantă, ceea ce face ca temperatura de transformare să nu se mențină riguros constantă în timpul transformării (porțiunea

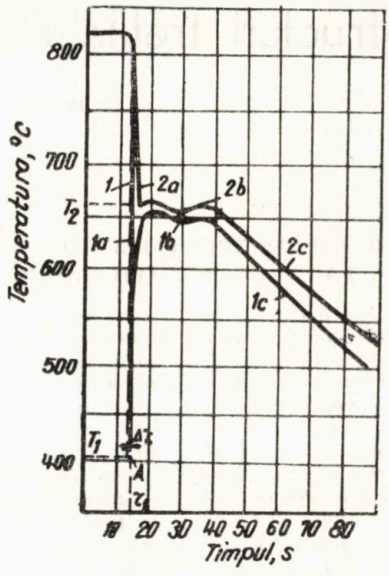


Fig. 2. Curbele de răcire la probele călite întrerupt: *1*—exteriorul probei; *2*—interiorul probei.

3c a curbei *3*). Porțiunea *3c* a curbei *3*, și deci temperatura de transformare, este în funcție de temperatura de la care se întrerupe răcirea (punctul *A* al curbei *3*), care la rîndul său depinde de viteza și de durata răcirii în apă.

Se remarcă faptul că, spre deosebire de patentare, la care temperatura de transformare este determinată numai de temperatura băii de plumb, în cazul călirii întrerupte aceasta este determinată de mai mulți factori (viteza și durata răcirii în apă, respectiv condițiile de răcire în aer). Din această cauză temperatura de transformare este mai greu de stăpînit.

Un fenomen care de asemenea nu poate fi neglijat în cazul călirii întrerupte este neuniformitatea temperaturii pe secțiunea sîrmei în timpul răcirii. Diferența de temperatură dintre suprafața și centrul sîrmei crește o dată cu viteza de răcire și cu grosimea sîrmei. Din această cauză, la viteze de răcire mari, pot rezulta în secțiune neuniformități structurale importante.

Stabilirea condițiilor optime de răcire întreruptă impun cunoașterea diferenței de temperatură dintre centrul și marginea sîrmei, apărută în timpul răcirii.

Pentru experiențe de laborator s-au tăiat probe cu lungime de 300 mm din același colac (pentru a se evita variațiile de compoziție chimică de la o probă la alta).

Probele au fost austenitizate la 850°C și apoi au fost călite întrerupt, cu durate variabile de menținere în apă.

În figura 2 sînt date curbele de răcire aferente centrului şi marginii probei. Temperatura exterioară s-a măsurat cu un termocuplu fier-constantan lipit pe suprafaţa probei, iar temperatura interioară, cu un termocuplu similar, lipit în centrul probei printr-un orificiu radial.

În timpul răcirii în apă exteriorul se răceşte pînă la temperatura T_1 (de-a lungul curbei *1a*) iar interiorul, pînă la temperatura T_2 (curba *2a*). Se observă că viteza de răcire a suprafeţei este mult mai mare decît cea a interiorului probei. După scoaterea din apă, în oţel începe transformarea, iar căldura latentă de transformare degajată uniformizează temperatura pe secţiunea sîrmei. Temperatura se menţine constantă pe toată durata transformării (porţiunea *b* a curbelor). După terminarea transformării, suprafaţa probei se răceşte cu viteză mai mare decît interiorul său (porţiunea *2c 1c* a curbelor de răcire). Se vede că temperatura de transformare este aproximativ egală cu temperatura interiorului în momentul întreruperii răcirii. Deoarece temperatura interioară nu poate fi măsurată nedistructiv, momentul întreruperii răcirii se stabileşte prin intermediul temperaturii exterioare. Din aceste motive s-au făcut o serie de experienţe, în scopul stabilirii relaţiei dintre temperatura la suprafaţa şi în centrul probei în momentul întreruperii răcirii.

Rezultatele acestor experienţe sînt înscrise în diagrama din figura 3.

Întrucît condiţiile de răcire în apă pot fi considerate invariabile, temperatura de transformare va fi determinată numai de timpul de menţinere în apă ($\Delta\tau$). În consecinţă, în experienţele care au urmat s-a urmărit stabilirea unui timp optim de răcire.

Operaţia de călire a fost filmată cu frecvenţa de 24 cadre/s, ceea ce a permis stabilirea timpului de răcire cu precizie de 0,04 s (durata unui cadru).

Rezultatele experienţelor sînt redate în diagrama din figura 4. Se observă că valorile optime ale indicilor de plasticitate (ψ, δ_5) se obţin pentru temperaturi de transformare variind între 500 şi 560°C. Acestei game de temperaturi optime îi corespunde un timp de răcire ($\Delta\tau$) variind între 1,42 şi 1,62 s.

Probele transformate în acest domeniu de temperatură prezintă o structură metalografică de sorbită fină, spre deosebire de probele transformate la temperaturi mai joase, care prezintă un inel martensitic marginal, sau de cele transformate la temperaturi mai ridicate, care au un interior perlitic.

Dacă se compară valorile proprietăţilor mecanice ale unei probe netratate termic cu proprietăţile probelor călite prin această metodă în domeniul temperaturilor de transformare optim, se constată o îmbunătăţire considerabilă:

σ_r creşte cu 13%; δ_5, cu 20%, iar ψ, cu 86%.

Curba temperatură de transformare — timp de menţinere în apă din figura 4 indică o relaţie univocă între timpul de răcire şi temperatura de transformare. Se poate deci considera că,

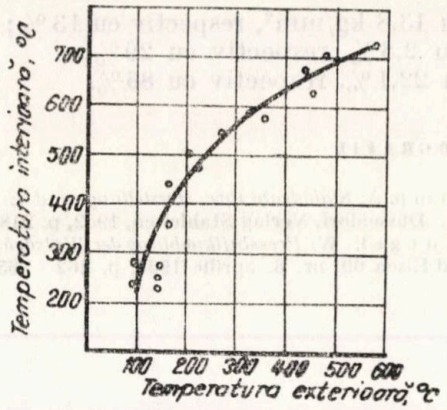


Fig. 3. Variaţia temperaturii interiorului în funcţie de temperatura exteriorului probei, în momentul întreruperii călirii.

în cazul în care condiţiile de răcire sînt invariabile, controlul temperaturii de transformare echivalează cu controlul timpului de răcire (echivalenţa medie $3 \cdot 10^{-3}$ s/°C).

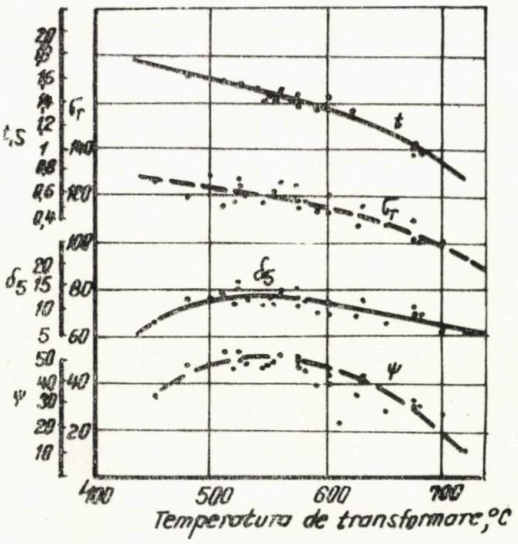


Fig. 4. Proprietăţile mecanice în funcţie de temperatura de transformare la călirea întreruptă.

Concluzii

— Folosind călirea întreruptă în apă, în anumite condiţii se poate obţine o răcire cvaziizotermă;

— Există un domeniu de temperaturi de transformare (500—560°C) care duce la apariţia unei structuri sorbitice şi deci la proprietăţi mecanice bune;

— Temperatura de transformare poate fi controlată cu precizie, prin controlul timpului de răcire;

— Proprietăţile mecanice ale sîrmei din oţel B 80 Ø 10 prin călire întreruptă pot fi îmbunătăţite după cum urmează:

σ_r cu 13,8 kg/mm², respectiv cu 13%;
δ_5 cu 2,8%, respectiv cu 29%;
ψ cu 22,1%, respectiv cu 86%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pomp. A. *Stahldraht ihre Herstellung und Eigenschaften.* Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1952, p. 218–256.

[2] Pluegel. W. *Pressluftkuehlung der Walzdrähte.* Stahl und Eisen 69, nr. 8, aprilie 1969, p. 262–265.

[3] Zouck J. şi Perinne R. J. *Processing of wire.* Wire W. Production 39, nr. 9, mai 1964, p. 1779–1783.

[4] Funke P. jun. şi Heirtz M. *Herstellung und Verarbeitung gesteuert abgekuehltem Walzdraht. Vol. 1. Zusammenhänge zwischen Kuehlbedingungen und mechanischen Eigenschaften bei der Herstellung von Walzdraht.* Stahl und Eisen 87, nr. 6, martie 1967, p. 293–300.

[5] Boeckenhoff H., Schwier F. şi Rockrohr G. *Die Eigenschaften von gesteuert abgekuehltem Walzdraht.* Stahl und Eisen 87, nr. 6, martie 1967, p. 300–307.

[6] Geitz W. *Entwicklung eines Verfahrens zur Abkuehlung von Walzdraht.* Stahl und Eisen 88, nr. 1, ianuarie 1968, p. 15–21.

Utilizarea tehnicii electrodului mobil în analiza spectrală de emisie a elementelor în concentraţie mică din oţel

Chim. I. RÎCĂ
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.14 : 669.017 :543.42

L'UTILISATION DE LA TECHNIQUE DE L'ÉLECTRODE MOBILE DANS L'ANALYSE SPECTRALE D'ÉMISSION DES ÉLÉMENTS EN FAIBLE CONCENTRATION DANS L'ACIER

Cette technique, appliquée dans l'analyse spectrale d'émission des aciers consiste dans le deplacement des éprouvettes pendant l'enrégistrement des spectres. Le procédé tient compte de la modification de l'intensité des lignes spectrales des éléments components de l'éprouvette, pendant l'excitation.

L'utilisation de la technique de l'électrode mobile pour l'analyse spectrale d'émission des éprouvettes en acier presente les avantages suivants : le rapport entre les intensités des lignes spectrales est modifié, ce qui a pour effet d'améliorer la limite de détermination pour certains éléments ; le fond spectral est réduit ; on peut eliminer partiellement ou totalement le dérangement de la superposition des lignes spectrales ; lorsqu'il s'agit d'éléments ayant une répartition non-homogène, par cette méthode on obtient des résultats plus représentatifs.

UTILIZATION OF MOBILE-ELECTRODE TECHNIQUE IN EMISSION SPECTRAL ANALYSIS OF LOW-CONCENTRATION STEEL COMPONENTS

The technique, applied in emission spectral analysis of steel, consists in sample displacement during spectra recording. The method takes into account modifications taking place in spectral line intensity during excitation, due to the elements contained in the sample.

Utilization of mobile--electrode technique in emission spectral analysis of steel samples presents following advantages : modification of spectral line intensity ratio, estimation limit for some elements being thus improved ; lowering of spectral background ; partial or total removing of spectral line overlapping ; for elements with heterogeneous distribution more representative results are obtained.

Constatîndu-se influenţa exercitată de elementele în cantităţi mici asupra proprietăţilor oţelului şi asupra tehnologiei de prelucrare, importanţa determinării acestora a crescut.

În analiza componenţilor în concentraţie mică din oţel analiza spectrală de emisie are un rol important.

Pentru analiza urmelor este necesară coborîrea limitei de determinare. Pentru aceasta trebuie alese asemenea condiţii, încît linia elementului de determinat să aibă maximum de contrast faţă de fond. În acest scop se iau în considerare, de obicei, următorii factori : alegerea liniei spectrale ; sursa de excitare ; tipul aparatului spectral ; modul de înregistrare a spectrului ; modificarea raportului intensităţii liniilor spectrale prin îmbogăţire chimică sau prin utilizarea unei atmosfere de descărcare controlată.

Pentru a se coborî limita de identificare şi de determinare a elementelor în urme din oţel, s-a studiat influenţa electrodului mobil asupra spectrului de emisie. Acest procedeu constă în deplasarea probei în timpul înregistrării spectrului. Procedeul ia în considerare variaţia intensităţilor liniilor spectrale, în timpul procesului de excitare. Intensităţile liniilor spectrale pentru diferitele elemente se modifică în timpul procesului de excitare în moduri diferite, depinzînd de volatilitatea elementelor şi de reacţiile chimice care au loc la excitare [1]. De obicei, modul cum se modifică intensităţile liniilor spectrale, în timpul procesului de excitare, aparţin tipului I sau II de curbă din figura 1.

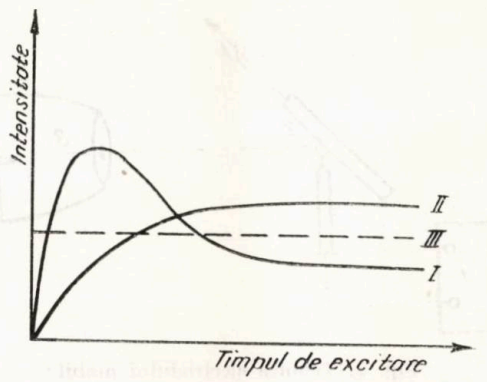


Fig. 1. Aspectul general al modificării intensităţii liniilor spectrale în timpul excitării.

Metodologia spectral - analitică împarte, de obicei, timpul de excitare în timp de preînregistrare (preintegrare) şi timp de înregistrare.

Timpul de preînregistrare se introduce în scopul stabilirii echilibrului de excitare. Prin renunţarea la perioada de preintegrare pentru elementele aparţinînd tipului I de curbă se va obţine o creştere a intensităţii liniei spectrale înregistrate, iar pentru elementele aparţinînd tipului II de curbă, o scădere.

Prin deplasarea probei în timpul înregistrării se vor integra numai primele porţiuni ale curbei din figura 1. Cu cît se va folosi o viteză de deplasare mai mare, cu atît porţiunea de la începutul curbelor va fi mai îngustă. Intensităţile liniilor spectrale rămîn constante tot timpul descărcării (linia punctată din fig. 1). Modificările în intensitate, înregistrate la o excitare de acest tip, vor fi distribuite întîmplător şi nu vor fi influenţate sistematic de volatilitate, temperatură etc.

Modul de lucru este schiţat în figura 2. Dispozitivul pentru deplasarea probei este prevăzut cu un electromotor cu posibilităţi de modificare a vitezei. Mecanismul poate imprima probei atît o mişcare de translaţie, cît şi una de translaţie-rotaţie, obţinîndu-se o urmă de excitare liniară, respectiv elicoidală.

Probele s-au confecţionat sub formă cilindrică pentru mişcarea de translaţie-rotaţie şi sub formă de bară pătratică, pentru mişcarea de translaţie. Pentru determinări s-a folosit atît procedeul fotografic, cît şi procedeul fotoelectric de înregistrare a spectrelor. În acest scop dispozitivul a fost adaptat la spectrograful P.G.S.—2 m (Zeiss) şi la cuantometrul automat 31 000 S de tip quantovac (A.R.L.) (stativul pentru descărcare în aer).

S-a constatat că pentru o excitare în aer, elementele Al, B, Ti, Mn, Cr, Mg din oţel aparţin tipului I de curbă, din figura 1, pe cînd elementele Cu, Ni, Mo aparţin tipului II de curbă. S-a urmărit pe probe de oţel dependenţa dintre intensităţile liniilor spectrale înregistrate şi viteza de deplasare a probei.

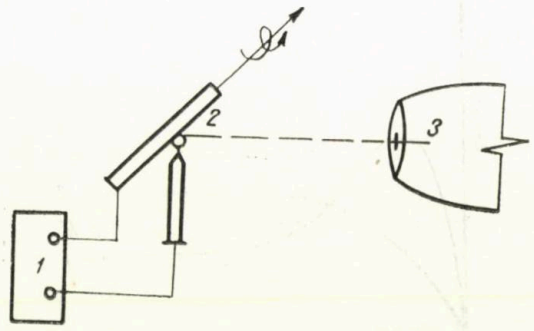


Fig. 2. Tehnica electrodului mobil:
1 – sursă de excitare; *2* – probă de analizat; *3* – spectrometru (spectrograf)

Măsurările s-au efectuat pînă la o viteză maximă de deplasare, corespunzătoare unei pete de scînteiere de 16 cm, în 30 s (figurile 3 şi 4). Pentru elementele Al, Ti, Mg, Si, Cr, mişcarea probei aduce o creştere a intensităţii liniilor spectrale (fig. 3).

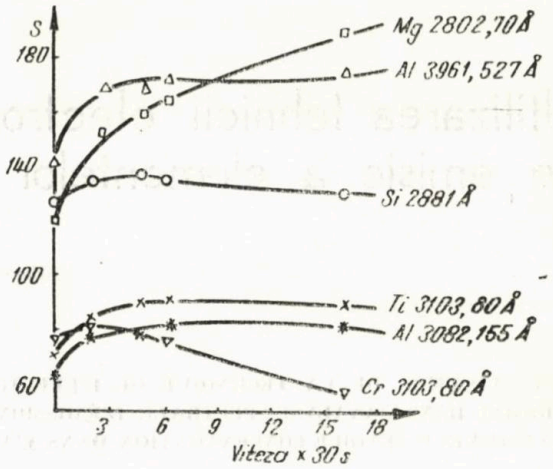


Fig. 3. Modificarea intensităţii liniilor spectrale de Mg, Al, Si, Ti, Cr, din oţel în funcţie de viteza de deplasare.

Pentru elementele Mo, Ni, Cu se constată o scădere a intensităţii o dată cu creşterea vitezei de deplasare (fig. 4). Elementele Cr şi Si au linii spectrale ale căror intensităţi, în intervalul de viteză folosit, ating un maxim (fig. 3).

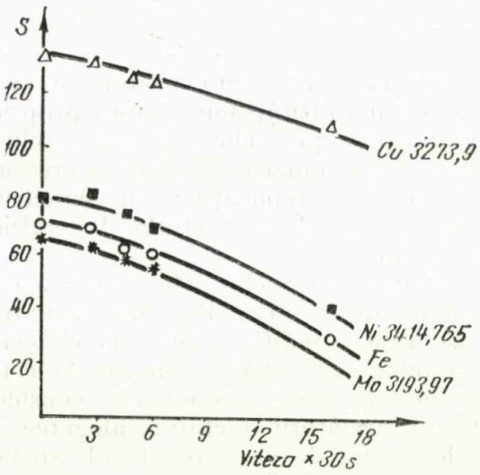


Fig. 4. Modificarea intensităţii liniilor spectrale de Cu, Mo, Ni, Fe, în funcţie de viteza de deplasare a probei.

Aceste măsurări au fost efectuate în următoarele condiţii: sursă de excitare: scînteie de înaltă tensiune (generator HFO—2); excitare în aer cu electrod de cărbune; înregistrare fotografică (spectrograf P.G.S. — 2 m).

Modificările intensităţii liniilor spectrale, în funcţie de viteza de deplasare, au fost urmărite şi cu ajutorul cuantometrului 31 000 S.

Modificarea intensităţii liniilor de bor, în funcţie de viteza de deplasare, a fost urmărită atît în regim de arc, cît şi în regim de scînteie de înaltă tensiune.

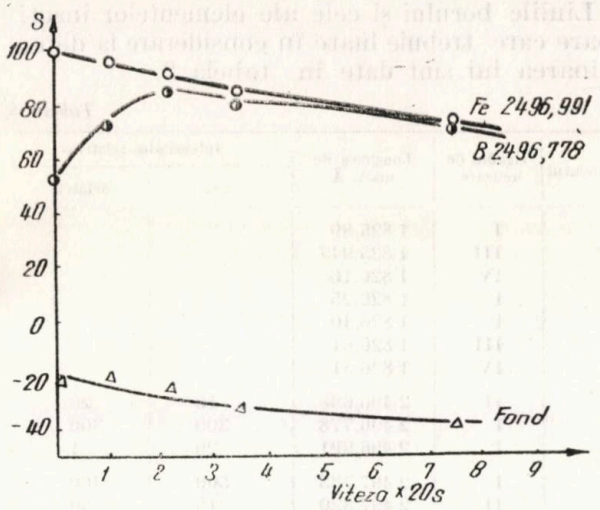


Fig 5. Modificarea intensităţii liniilor de bor şi fier şi a fondului, în funcţie de viteza de deplasare a probei.

În figura 5 se arată dependenţa dintre intensitatea liniei de bor 2496,778 Å şi viteza de deplasare a probei pentru o excitare în arc de curent alternativ. În aceeaşi figură se arată modul cum se schimbă intensitatea liniei de Fe 2496, 991 Å şi a fondului spectral din această regiune.

Această tehnică a fost aplicată la determinarea aluminiului şi a borului rezidual din oţel.

Determinarea aluminiului. Determinarea aluminiului din oţel prin metoda spectrală de emisie este descrisă în numeroase lucrări [2], [3], [4]. Liniile spectrale ale aluminiului şi cele ale elementelor însoţitoare care trebuie examinate în vederea fixării perechilor analitice sînt prezentate în tabela 1 [5].

Tabela 1

Elementul	Gradul de ionizare	Lungimea de undă, Å	Intensitatea relativă	
			arc	scînteie
Mo	II	3082,226	4	40
Al	I	3082,155	80	800
V	I	3082,111	80 R	2
Fe	I	3092,778	50	30
V	I	3092,720	100	50 R
Al	I	3092,73	1 000	1 000
Mo	I	3092,70	20	2
Al	II	3944,03	2 000	1 000
Al	I	3961,527	3 000	2 000
Mo	II	3961,52	5	500

Din examinarea acestei tabele se constată că, în regim de scînteie liniile de aluminiu cu posibilităţi de utilizare sînt Al—3082, 15 Å; 3944,03 Å; 3961, 527 Å. Linia de aluminiu 3093,713 Å se suprapune cu o linie de fier şi cu una de vanadiu. Trebuie de asemenea să se aibă în vedere suprapunerea liniei de molibden atît pentru linia de aluminiu 3082,15 Å, cît şi pentru linia de aluminiu 3961,527 Å.

S-a utilizat tehnica electrodului mobil pentru determinarea aluminiului în regim de scînteie de înaltă tensiune. Pentru a prezenta liniile de aluminiu şi modificarea intensităţii lor prin mişcarea probei, în figura 6 sînt prezentate porţiuni din spectrul oţelului. Aceste porţiuni aparţin unei probe de oţel cu un conţinut în aluminiu $c = 0{,}02$. La toate trei spectrele timpul de înregistrare a fost acelaşi (30 s). Primul spectru a fost înregistrat la o viteză de deplasare a probei $v = 12$ cm/min. Al doilea spectru a fost înregistrat cu proba fixă, în absenţa timpului de preintegrare. La înregistrarea celui de-al treilea spectru s-a folosit un timp de preînregistrare $t = 35$ s.

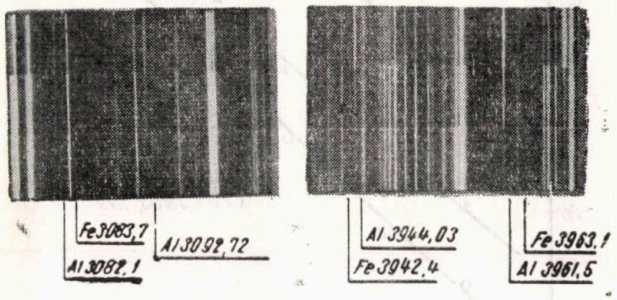


Fig. 6. Porţiuni din spectrul unei probe de oţel.

În figura 7 sînt prezentate curbele de etalonare pentru trei perechi analitice corespunzătoare liniilor de aluminiu amintite. Fiecare figură cuprinde trei curbe de etalonare. Curbele I au fost trasate folosind un timp de preînregistrare de 35 s; curbele II, fără timp de preînregistrare; curbele III, cu probă mobilă pentru o viteză corespunzătoare unei pete de scînteiere de 6 cm în 30 s. Pentru toate trei cazurile, timpul de înregistrare a fost acelaşi (de 30 s).

Prin folosirea acestei tehnici s-a constatat că metoda nu pierde din reproductibilitate, observîndu-se chiar o îmbunătăţire a rezultatelor de analiză. Rezultatele de analiză pe probe fixe au o dispersie mai ridicată decît cele obţinute prin procedeul cu proba mobilă.

Utilizînd această tehnică se poate înlătura, parţial sau total, efectul de suprapunere a unei linii spectrale peste o linie analitică. Linia de aluminiu 3961, 527 Å se suprapune cu linia de molibden 3961, 52Å. Deranjamentul de suprapunere este cauzat, în mod normal, pentru conţinuturi de molibden mai mari de 0,15%. Prin mişcarea probei cu o viteză corespunzătoare unei pete de scînteiere de 6 cm în 30 s, nu s-a constatat nici o influenţă pînă la un conţinut de 0,45% Mo. Acest lucru se poate

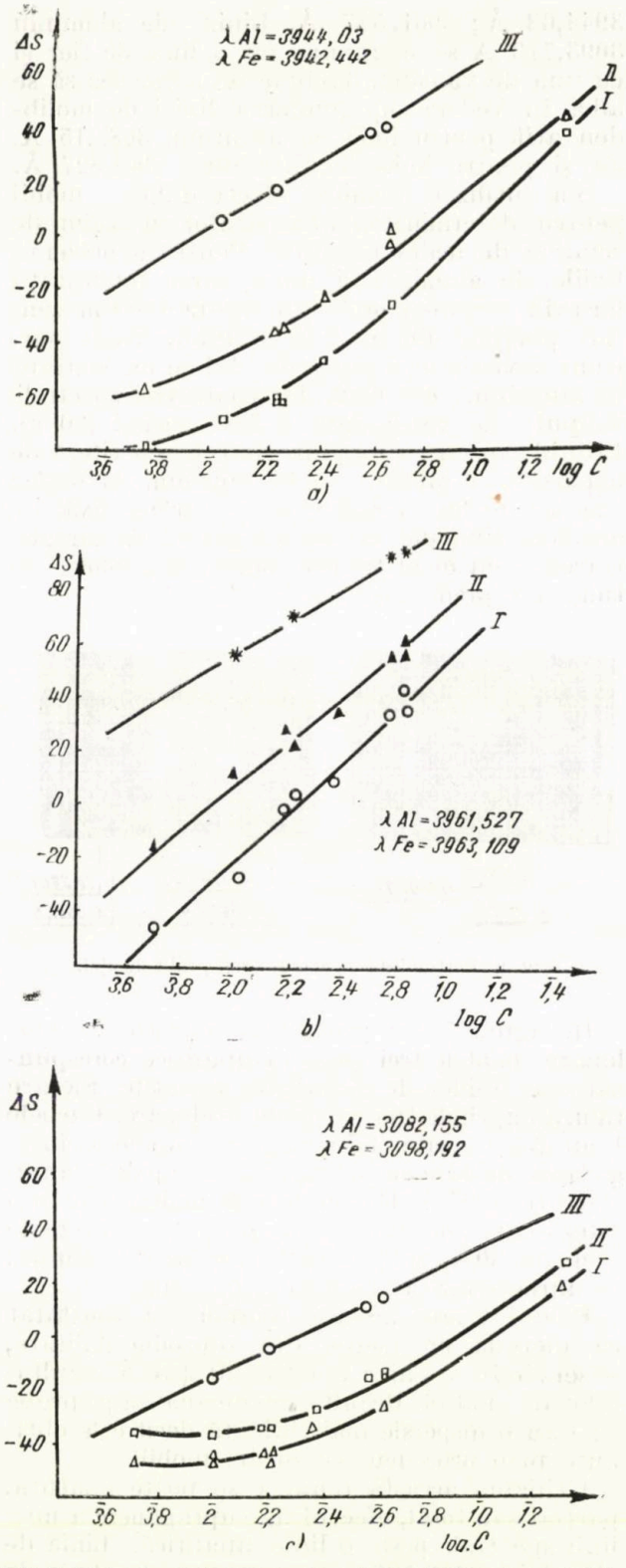


Fig. 7. Curbe de etalonare pentru determinarea aluminiului.

explica prin examinarea figurilor 3 şi 4. Ca urmare a mişcării probei, intensitatea liniei de aluminiu creşte, iar cea a liniei de molibden scade.

Determinarea borului. Urmelor de bor li se atribuie influenţă favorabilă asupra unor proprietăţi mecanice ale oţelului. Trebuie determinate conţinuturi pînă la 10^{-4} % bor. În ultimul timp foarte multe lucrări se ocupă cu determinarea spectrală a borului [6], [7], [8], [9].

Liniile borului şi cele ale elementelor însoţitoare care trebuie luate în considerare la determinarea lui sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Elementul	Gradul de ionizare	Lungimea de undă, Å	Intensitatea relativă	
			arc	scînteie
B	I	1 825,89		
Co	III	1 825,947		
Cr	IV	1 826,16		
S	I	1 826,25		
B	I	1 826,40		
Ag	III	1 826,61		
Cr	IV	1 826,81		
W	II	2 496,638	10	20
B	I	2 496,778	300	300
Fe	I	2 496,991	20	1
B	I	2 497,733	500	400
Fe	II	2 497,820	15	50
Mo	I	2 497,863	20	15

Pentru a ridica limita de determinare a borului din oţel în literatură sînt descrise mai multe procedee.

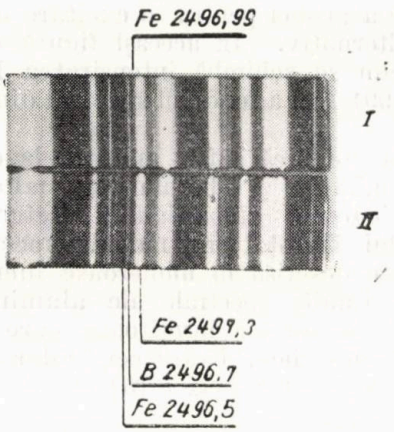


Fig. 8. Spectrul unei probe de oţel $c_B = 0{,}0008$:
I – probă fixă; II – probă mobilă.

Koch şi Sauer [11] au folosit ca mediu de excitare oxidul de carbon, constatînd o slăbire a intensităţii liniilor de fier, paralel cu o creştere a intensităţii liniilor de bor. Pentru determinări au folosit perechea analitică B—2496,77 Å şi Fe—2495, 863 Å.

Carlis şi Scribner [8], [9] au introdus în spaţiul de descărcare un tampon alcalin, reuşind să micşoreze intensitatea spectrului de fier şi chiar să suprime unele linii. Luînd în considerare diferenţa mare dintre potenţialul de excitare al liniei de B— 2497,733 Å (5 eV) şi cel al liniei de Fe—2497, 820 Å (16 eV) prin folosirea tamponului, au înlăturat linia de fier. Astfel, ei au folosit pentru determinarea borului un spectrograf de putere separatoare mică

şi au observat că tamponul nu modifică intensitatea liniei de bor.

Runge şi colaboratorii [6] au luat în discuţie efectul de modificare a intensităţii liniilor de bor în timpul excitării.

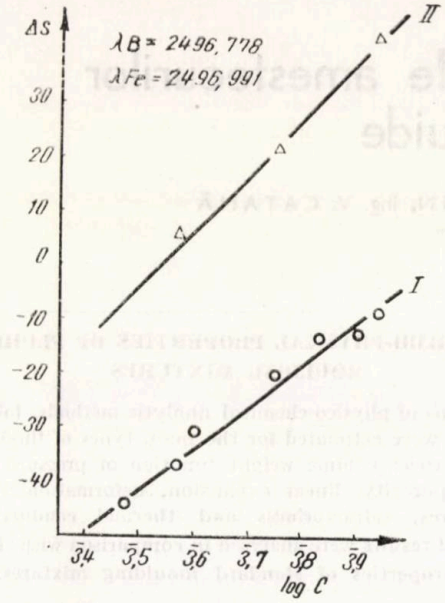


Fig. 9. Curbe de etalonare pentru determinarea borului:
I – probă fixă; II – probă mobilă.

Micşorarea rapidă a intensităţii liniilor spectrale de bor s-ar datora, după ei, solubilităţii ridicate a borului în fierul γ care apare datorită efectului termic de excitare. În scopul ridicării sensibilităţii de determinare, autorii indică metoda cu mai multe pete de scînteiere.

Folosindu-se spectrograful P.G.S. —2 m, cu o reţea de difracţie de 650 trăsături/mm, şi una de 1 300 trăsături/mm, s-au putut lua ca linii analitice atît linia 2496,73 Å, cît şi linia 2497,33 Å. (Cuantometrul 31 000 S este dotat cu un canal pentru linia de bor 1825,87 Å).

Dezvoltînd metoda cu mai multe puncte de scînteiere, s-a introdus metoda cu proba mobilă. Ca regim de excitare s-a folosit atît scînteia de înaltă tensiune, cît şi arcul de curent alternativ.

În cazul probelor staţionare nu se poate vorbi de determinarea conţinuturilor mici de bor din oţel în regim de scînteie. Prin utilizarea tehnicii electrodului mobil este posibil să se pună în evidenţă conţinuturi de bor din oţel, de ordinul 10^{-4}. În figura 8 sînt prezentate două spectre de excitare în scînteie pentru o probă de oţel cu conţinut de bor de 0,0008. La primul spectru (I) proba a fost fixată, iar la al doilea spectru (II) proba a fost mobilă. La ambele spectre timpul de înregistrare a fost acelaşi (3 min). Viteza de deplasare a probei a fost de 6 cm/min. Din figura 8 se vede că introducerea probei mobile aduce o creşterea pronunţată a intensităţii liniei de bor.

De asemenea, folosindu-se arcul de curent alternativ pentru excitare, paralel cu mişcarea probei, se îmbunătăţeşte mult limita de determinare. În figura 9 sînt prezentate curbele de etalonare pentru determinarea borului în regim de arc. Curba I este trasată pentru probe fixe, iar curba II, pentru probe mobile, la o urmă de arc de 6 cm în 30 s. Din această figură se vede modificarea pronunţată a raportului intensităţii celor două linii analitice, în favoarea liniei de bor.

Reproductibilitatea metodei, la determinarea borului cu probă mobilă în regim de arc, a fost urmărită pe trei probe de oţel.

În tabela 3 se prezintă dispersia rezultatelor de analiză la determinarea borului.

Tabela 3

Conţinutul în bor	Deviaţia standard relativă, %	
	probă mobilă	probă fixă
0,003	6	6
0,007	4	5
0,009	5	7

Concluzii

Utilizarea tehnicii electrodului mobil la analiza spectrală de emisie a probelor din oţel aduce următoarele avantaje:

— modifică raportul intensităţii liniilor spectrale, îmbunătăţind limita de determinare pentru unele elemente;

— micşorează fondul spectral;

— poate elimina parţial sau total deranjamentul de suprapunere a liniilor spectrale;

— pentru elementele cu o repartiţie neomogenă asigură rezultate mai reprezentative.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Baumans Theory of spectrochemical excitation.* Londra, Hilger, 1966.

[2] Kestewicz J. *Przycynek de spectralnti metody oznaczania matych zarwartosci glinu w stali,* 9, 369, 1966.

[3] Kudelja E. S. *Opredelenie aliuminia v staliah. Zavodskaia Laboratoria* nr. 16, 1950, p, 1224,

[4] Kudelja E. S. şi Plotniţki. *Opredelenie malth conţentraţii tirana, cremnie, aliuminia v stalth.* Zavodskaia Laboratoria nr. 28, 1962, p. 558.

[5] Zaidel A. H. şi alţii. *Tablifi spectralnti linii.* Moscova, Gosudarstvennaia izdatelstve fizico-matematicescoi literaturî, 1962.

[6] Runge E. F. şi alţii. *Spectrographic Determination of Trace Quantities of Boren in Steel.* Anal. Chem. nr. 27, 1955, p. 1543.

[7] Kir Kichgessner W. C. şi Finkelstein. *Determination of Trace Quantities of Boron in Steel.* Anal. Chem, nr. 25, 1953, p. 1034.

[8] Sauer K. H. şi Eckard S. *Beitrag zur Bestimmung von Borspurenin Eissenwerkstoffen.* Z. Anal. Chem. nr. 221, 1966, p. 247.

[9] Eckard S. *Zür Spectralanalyse des Bors im Eisenhüttenlaboratorium.* Z. Anal. Chem. nr. 225, 1966, p. 174.

[10] Eckard S. şi Marotz R. *Zür Chemish metallcudlichen Analyse borhaltiger Stähle.* Z. Anal. Chem. nr. 225, 1966, p. 186.

[11] Koch W. şi Sauer K. H. *Die spektrometrische Borbestimung in Guseisen und Stahl.* Z. Anal. Chem. nr. 216, 1966, p. 342. Arch. Eisenhüttenwesen 35, 1964, p. 983.

Proprietăţile termofizice ale amestecurilor de formare fluide

Dr. ing. C. COSNEANU, dr. ing. E. COHN, ing. V. CATANĂ
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.742.4 :539.4 :5.367

LES PROPRIÉTÉS THERMOPHYSIQUES DES SABLES DE MOULAGE FLUIDES

En utilisant les méthodes d'analyse physique et chimique on a déterminé les propriétés mentionnées ci-dessous, des principaux sables de moulage fluides : le poids volumétrique par rapport à la pression, la chaleur spécifique, la porosité, la dilatation linéaire, la déformation aux températures élevées, la réfractarité et la conductibilité thermique.

On a analysé les résultats obtenus en les comparant aux propriétés des sables de moulage classiques.

THERMO-PHYSICAL PROPERTIES OF FLUID MOULDING MIXTURES

By means of physico-chemical analytic methods, following properties were estimated for the main types of fluid moulding mixtures : volume weight function of pressure, specific heat, porosity, linear expansion, deformation at high temperatures, refractoriness and thermal conductibility.

Obtained results were analysed in comparison with thermophysical properties of standard moulding mixtures.

Proprietăţile mecanice şi calitatea suprafeţelor pieselor turnate din aliaje în forme sînt influenţate în mare măsură de condiţiile de răcire ale acestora.

Viteza de răcire a pieselor turnate este determinată de mărimea schimbului de căldură, de natura şi de intensitatea proceselor fizico-chimice care se desfăşoară la interfaţa formă-aliaj [1], [2].

Schimbul de căldură dintre piesa turnată şi formă depinde de valoarea mărimilor termofizice fundamentale ale amestecurilor de formare utilizate [3]. Aşadar, utilizarea unor materiale de formare cu proprietăţi termofizice diferite poate constitui un mijloc important de modificare a structurii şi a proprietăţilor pieselor turnate [4].

Mărimile termofizice fundamentale care caracterizează diferitele materiale utilizate în turnătorii sînt următoarele : greutatea volumetrică γ, conductibilitatea termică, λ, căldura specifică c, coeficientul de conductibilitate a temperaturii a şi coeficientul capacităţii de acumulare a căldurii b [2], [4].

Pentru amestecurile de formare clasice, care au constituit obiectul a numeroase studii [5] — [7], se cunosc în prezent mărimile termofizice fundamentale pentru întreg intervalul de temperaturi la care acestea sînt folosite. În tabela 1 sînt cuprinse, după diferiţi autori,

Tabela 1

Denumirea materialului	Temperatura, °K	Greutatea volumetrică, kg/m³	Conductibilitatea termică, kcal/m h°C	Căldura specifică, kcal/kg°C	Coeficientul de conductibilitate termică a, m²/h	Coeficientul capacităţii de acumulare a căldurii b, kcal/m³h½/²°C
Pămînt umed	—	1 700	0,564	0,000480	0,068	21,496
Cuarţ cristalin	290	2 500	6,190	0,000199	1,202	57,32
Nisip cu 1% silicat de sodiu	290— 930	1 600	0,621	0,000267	0,144	16,33
Nisip uscat	290	1 500	0,280	0,000189	0,098	8,88
Nisip umed	290	1 650	0,971	0,000501	0,017	23,90
Amestec de formare uscat : amestec vechi 50% nisip cuarţos 25% rumeguş de lemn 19,5% moliftan 0,5%	290—1 570	1 600	0,606	0,000398	0,095	19,73
Idem cu 10% umiditate	290—1 570	1 760	—	0,000324	—	26,08
Amestec de formare clasic umed	298— 773	1 440	0,658	0,286	0,0016	16,40
Amestec de formare clasic uscat	298— 773	1 380	0,558	0,267	0,0014	13,85
Amestec nisip cu 6% silicat de sodiu	298— 800	1 520	—	—	—	20,0

mărimile termofizice fundamentale ale unor materiale şi amestecuri de formare clasice cu o largă răspîndire în turnătoriile de aliaje feroase.

Valorile mărimilor termofizice fundamentale pentru amestecurile fluide cu autoîntărire lipsesc din literatura de specialitate. Determinările efectuate în România, aşa după cum se va arăta în continuare, scot în evidenţă particularităţile şi posibilităţile amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire de schimbare substanţială a vitezei de răcire a pieselor turnate şi, prin aceasta, a structurii şi proprietăţilor fizico-mecanice.

Greutatea volumetrică a amestecurilor fluide cu autoîntărire are valori mai scăzute decît cea a amestecurilor clasice, ca urmare a eliminării operaţiei de îndesare în timpul formării, precum şi a prezenţei substanţelor spumogene de tipul detergenţilor, care determină o concentraţie mai scăzută a granulelor de nisip cuarţos pe unitate de volum.

Greutatea volumetrică a amestecurilor fluide depinde de greutatea volumetrică a materialelor utilizate, precum şi de presiunea exercitată de greutatea coloanei de amestec în formă sau în cutia de miez.

Greutăţile volumetrice ale materialelor utilizate la prepararea amestecurilor fluide sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Materialul	Greutatea volumetrică, kg/dm³
Nisip Aghireş spălat	1,455
Zgură albă metalurgică	1,245
Ciment	0,955
Dolomită calcinată şi hidratată	0,743
Nămol verde	0,600
Silicat de sodiu	1,45–1,55

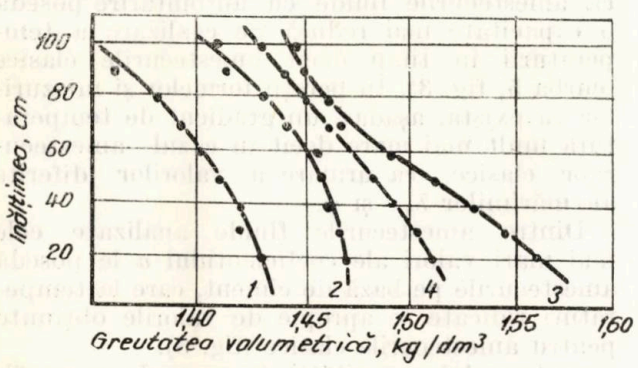


Fig. 1. Variaţia greutăţii volumetrice a amestecurilor fluide la diferite înălţimi ale unei coloane de 100 cm, turnată din amestec fluid:

1 – amestec fluid de zgură metalurgică; *2* – amestec fluid cu ciment; *3* – amestec fluid cu dolomită; *4* – amestec fluid cu nămol verde.

În figura 1 este arătată variaţia greutăţii volumetrice a amestecurilor fluide pe bază de zgure metalurgice *1*, ciment *2*, dolomită *3* şi nămol verde *4*, la diferite înălţimi ale unei coloane de 100 cm cu suprafaţa bazei de 1 dm², turnată din amestec fluid (la diverse înălţimi ale coloanei corespund presiuni statice diferite).

Amestecurile de formare fluide au fost preparate conform indicaţiilor din literatură [12] — [15].

În tabela 3 se prezintă valorile medii ale greutăţilor volumetrice şi ale permeabilităţii pentru fiecare tip de amestec de formare analizat.

Tabela 3

Tipul amestecului	Amestec fluid cu zgură albă	Amestec fluid cu ciment	Amestec fluid cu dolomită	Amestec fluid cu nămol verde	Amestec clasic
Permeabilitatea, cm³/cm²·min	500	380	300	350	110
Greutatea volumetrică medie, kg/m³	1 410	1 458	1 500	1 470	1 650

Rezultatele prezentate în tabela 3 confirmă relaţia existentă între permeabilitate şi greutatea volumetrică care se păstrează şi în cazul amestecurilor fluide cu autoîntărire. Valoarea mai scăzută a greutăţii volumetrice pentru amestecurile fluide pe bază de zgure albe metalurgice se datorează unei stabilităţi mai mari a spumei formate de detergent. Aceasta determină realizarea prin autoîntărire a unui conglomerat spaţial în care grăunţii de nisip, găsindu-se la distanţe mai mari între ei, favorizează creşterea permeabilităţii amestecului de formare. Celelalte tipuri de amestecuri fluide au valori mai mari ale greutăţilor volumetrice, ca urmare a stabilităţii reduse pe care o au spumele formate de detergent în contact cu aceşti lianţi.

La stabilirea tehnologiei de formare cu amestecuri fluide este necesar să se ţină seamă de variaţia greutăţii volumetrice a acestora cu înălţimea. De aceea, turnarea amestecului fluid în cutiile de miez se va executa întotdeauna prin partea cu secţiune mai mică.

Conductibilitatea termică a amestecurilor de formare reprezintă mărimea termofizică fundamentală care exercită cea mai mare influenţă asupra procesului de redistribuire a temperaturii în forme.

Conductibilitatea termică a amestecurilor de formare depinde în mare măsură de greutatea volumetrică şi de temperatură.

Din tabela 1 rezultă că, în cazul reţetelor obişnuite de amestecuri de formare şi de miez, conductibilitatea termică a acestora variază în limitele 0,550 — 0,660 kcal/m h°C, pentru intervalul de temperatură 25 — 550°C.

Variaţia conductibilităţii termice în funcţie de temperatură pentru diferitele tipuri de amestecuri fluide cu autoîntărire folosite în România este ilustrată în diagrama din figura 2. Din datele prezentate rezultă că amestecurile fluide cu autoîntărire au o conductibilitate termică de două — trei ori mai scăzută decît amestecurile clasice, şi că această mărime este foarte mult influenţată de temperatură.

Deosebirea dintre conductibilităţile termice ale amestecurilor clasice şi cele ale amestecurilor fluide se datorează ponderii deosebite cu care intervin cele trei forme de transmisie a căldurii (conductibilitate termică, radiaţie şi convecţie) în bilanţul general al transportului de căldură [8].

Pe baza experimentărilor efectuate la presiunea atmosferică şi în vacuum s-a stabilit că, în cazul amestecurilor clasice, ponderea transmisiei căldurii prin radiaţie şi conductibilitate este de 30%, 70% revenind transmisiei prin convecţie [8]. Pe măsura creşterii temperaturii, rolul transmisiei căldurii prin radiaţie se măreşte.

Deosebirea dintre conductibilităţile termice ale amestecurilor clasice şi cele ale amestecurilor fluide se datorează în cea mai mare parte porozităţii ridicate a acestora din urmă. Pe măsura creşterii temperaturii transmisia căldurii în amestecurile de formare poroase se face mai ales prin radiaţie, deoarece, în primul rînd, conductibilitatea termică a aerului are valori destul de scăzute (0,02 kcal/m·h°C la 20°C) [10], iar în al doilea rînd, conductibilitatea termică a corpurilor cristaline (materialele de formare sînt mai ales cristaline) scade cu creşterea temperaturii [2].

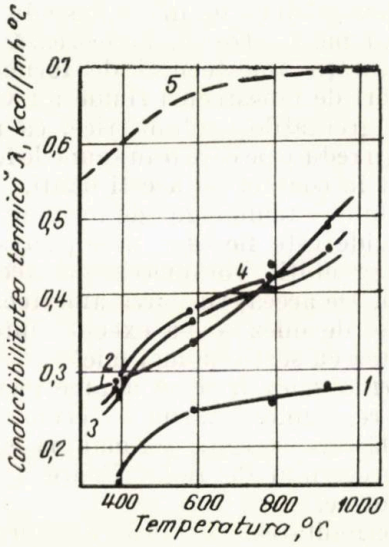


Fig. 2. Variaţia conductibilităţii termice a amestecurilor fluide, în funcţie de temperatură:
1 — amestec fluid cu zgură; *2* — amestec fluid cu ciment; *3* — amestec fluid cu dolomită; *4* — amestec fluid cu nămol verde; *5* — amestec clasic.

Aşadar, creşterea rolului radiaţiei în transmisia de căldură va fi cu atît mai mare, cu cît este mai mare porozitatea amestecului de formare.

Coeficientul de conductibilitate a temperaturii caracterizează capacitatea corpurilor de a-şi egaliza temperatura în timp. Valoarea coeficientului de conductibilitate a temperaturii se calculează cu relaţia:

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \gamma} \text{ m}^2/\text{h},$$

în care:

λ este conductibilitatea termică, kcal/m·h°C;
γ — greutatea volumetrică, kg/m³;
c — căldura specifică, kcal/kg °C.

Valoarea coeficientului a pentru cele mai des utilizate materiale în turnătorii este arătată în tabela 1.

Variaţia coeficientului a în cazul amestecurilor fluide cu autoîntărire este arătată în diagrama din figura 3.

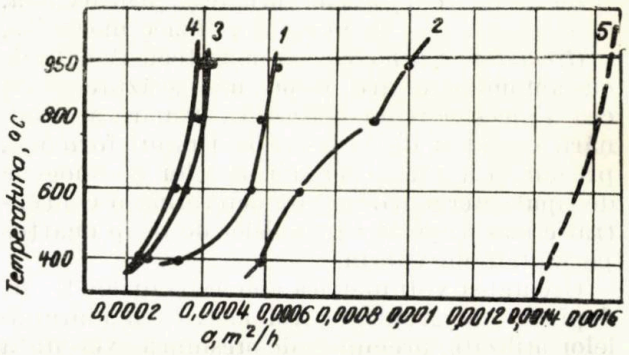


Fig. 3. Variaţia coeficientului de conductibilitate a temperaturii în funcţie de temperatură la amestecurile fluide pe bază de zgure *1*, ciment *2*, dolomită *3*, nămol verde *4*, comparativ cu amestecurile clasice *5*.

Căldurile specifice c ale amestecurilor fluide au fost determinate cu ajutorul unui calorimetru adiabatic clasic şi sînt arătate în tabela 4.

Tabela 4

Tipul amestecului	Amestec fluid cu zgură	Amestec fluid cu ciment	Amestec fluid cu dolomită	Amestec fluid cu nămol verde
Căldura specifică, kcal/kg°C	0,31	0,33	0,64	0,73

Rezultatele experimentale prezentate arată că amestecurile fluide cu autoîntărire posedă o capacitate mai redusă de egalizare a temperaturii în timp decît amestecurile clasice (curba 5, fig. 3). În pereţii formelor şi miezurilor va exista, aşadar, un gradient de temperatură mult mai mare decît în cazul amestecurilor clasice, ca urmare a valorilor diferite ale mărimilor λ, c şi γ.

Dintre amestecurile fluide analizate cele mai mari valori ale coeficientului a le posedă amestecurile pe bază de ciment, care la temperaturi ridicate se apropie de valorile obţinute pentru amestecurile clasice (fig. 3).

Coeficientul capacităţii de acumulare a căldurii, de către amestecurile de formare se exprimă prin relaţia:

$$b = \sqrt{\lambda \cdot c \cdot \gamma} \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^{1}/_{2}\text{°C}$$

Viteza de solidificare a pieselor turnate este direct proporţională cu valoarea coeficientului b, ceea ce arată că variaţia acestuia determină în mod direct structura şi proprietăţile fizico-mecanice ale aliajului turnat.

În tabela 1 sînt prezentate valorile coeficientului b pentru diferite materiale utilizate în turnătorii, iar în figura 4, pentru amestecurile fluide cu autoîntărire, pe bază de zgure, ciment, dolomită şi nămol verde, comparativ cu amestecurile clasice [5].

Experimental s-a demonstrat [4] că mărirea coeficientului b de 3,8 ori este însoţită de creşterea vitezei de solidificare de 14,4 ori.

Turnările de aliaje feroase (lingotiere, piese mecanice) în amestecuri fluide cu autoîntărire au confirmat viteza mai redusă de solidificare a acestora, în comparaţie cu cea a amestecurilor clasice.

Valorile mai scăzute ale coeficientului b în cazul amestecurilor fluide se datorează mai ales porozităţii ridicate a acestora. Experimental s-a dovedit [2] că, la aceeaşi temperatură, dependenţa coeficientului b de porozitatea amestecului de formare are forma unei curbe cu un minim; mai întîi b scade o dată cu creşterea porozităţii, deoarece se micşorează conductibilitatea termică, iar după aceea se măreşte datorită creşterii bruşte a radiaţiei. Totodată, cu cît este mai mare temperatura, cu atît creşte b în condiţiile unei porozităţi mai mici.

În afară de mărimile termofizice fundamentale, s-au mai analizat pentru amestecurile fluide cu autoîntărire, comparativ cu amestecurile clasice, dilatarea lineară, deformarea liberă şi sub sarcină la temperaturi înalte şi refractaritatea acestora.

Dilatarea lineară liberă a amestecurilor fluide cu autoîntărire pe bază de zgure, ciment, dolomită, nămol verde, comparativ cu amestecurile clasice şi cu cuarţul cristalin, este ilustrată în figura 5.

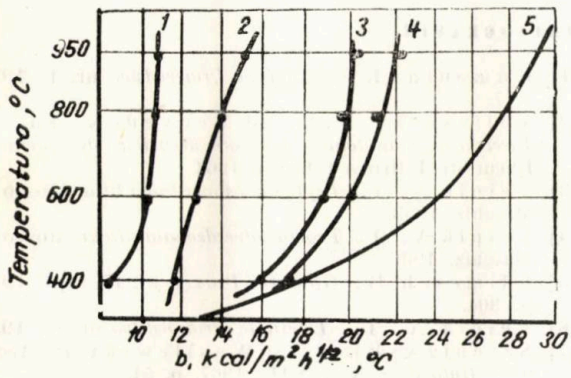


Fig. 4. Variaţia capacităţii de acumulare a căldurii b cu temperatura, în cazul amestecurilor fluide cu zgure *1*, ciment *2*, dolomită *3*, nămol verde *4* şi a amestecurilor clasice *5*.

Cel mai important constituent al amestecurilor de formare este nisipul cuarţos, care prezintă, în intervalul 500 — 600°C, o modificare cristalină (cuarţ $\alpha \rightarrow$ cuarţ β) însoţită de o dilatare lineară de circa 1,5%. Această dilatare atinge un maxim la 573°C şi reprezintă originea defectelor în piesele turnate, datorate rupturii suprafeţelor formelor şi miezurilor în timpul procesului de turnare [9], [11].

Din figura 5 se observă că dilatarea lineară maximă se obţine în intervalul de temperatură 620 — 630°C, ca urmare a influenţei pe care o exercită ceilalţi componenţi din amestecurile de formare (zgura, cimentul, dolomita, nămolul verde şi argila). Deosebirile mici care se constată pe curbele din figura 5 permit să se tragă concluzia că amestecurile fluide cu autoîntărire au o dilatare lineară liberă, identică cu cea a amestecurilor de formare clasice. În ceea ce priveşte tensiunile care se nasc pe suprafaţa de lucru a formei, ca urmare a dilatării cuarţului, se poate afirma că, în cazul amestecurilor fluide, datorită porozităţii acestora, nivelul lor de dezvoltare este mai scăzut decît în cazul amestecurilor de formare clasice. Din acest motiv, proporţia de defecte de suprafaţă la turnarea pieselor în amestecuri fluide este cu mult mai scăzută decît la turnarea în forme din amestecuri clasice.

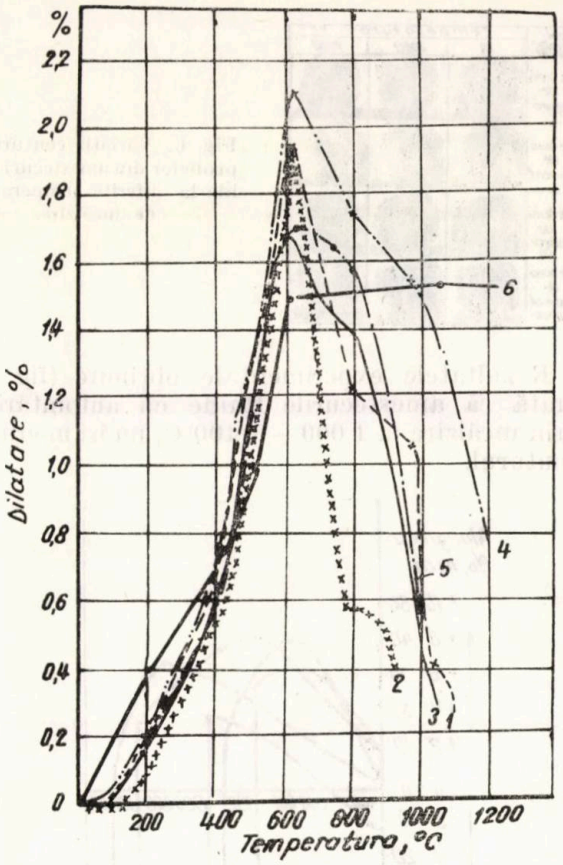


Fig. 5. Dilatarea liniară liberă a amestecurilor fluide cu zgură *1*, ciment *2*, dolomită *3*, nămol verde *4*, a amestecurilor clasice *5* şi a cuarţului cristalin *6*.

Deformarea la temperaturi înalte a amestecurilor de formare prezintă un interes deosebit, deoarece aceasta caracterizează comportarea lor în condiţii apropiate de cele reale.

Deformarea liberă la temperaturi înalte a amestecurilor fluide s-a urmărit prin observarea la microscop a conturului unor probe cubice cu latura de 0,4 cm, încălzite în intervalul de temperatură 20 — 1 400°C.

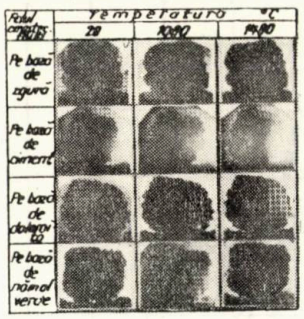


Fig. 6. Variaţia conturului probelor din amestecuri fluide la diferite temperaturi de încălzire.

Rezultatele experimentale obţinute (fig. 6) arată că amestecurile fluide cu autoîntărire, prin încălzire la 1 000 — 1 400°C, nu îşi modifică conturul.

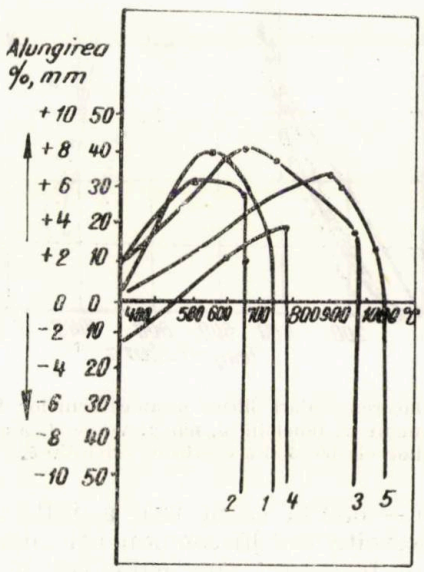


Fig. 7. Variaţia deformării sub sarcină de 2 kgf/cm ^{2} a amestecurilor fluide pe bază de zgură *1*, ciment *2*, dolomită *3*, nămol verde *4* şi amestec clasic *5*.

Comparîndu-se rezultatele obţinute cu cele existente în literatură [6], se poate conclude că amestecurile fluide cu autoîntărire au o comportare superioară faţă de amestecurile clasice pe bază de ciment, care prezintă deformări pînă la 1 300°C, şi faţă de amestecurile clasice cu argilă, care prezintă începuturi de deformare a conturului la 1 350°C.

Deformarea sub o sarcină de 2 kgf/cm^2 la temperaturi înalte s-a studiat pe epruvete standard, care au fost în prealabil uscate pînă la micşorarea umidităţii sub 1%.

Rezultatele experimentale obţinute sînt arătate în diagrama din figura 7, din care se observă că amestecurile fluide cu autoîntărire, la încălzire peste 600°C, suferă o înmuiere şi o deformare totală bruscă.

Creşterea rezistenţei amestecurilor fluide pînă la temperatura de 500 — 600°C se datorează evaporării apei şi întăririi gelului care leagă grăunţii de nisip, ca urmare a desfăşurării complete a reacţiei de autoîntărire dintre silicatul de sodiu şi liantul solid adăugat (ciment, dolomită, nămol verde etc.).

Prin încălzirea în continuare, rezistenţa amestecului scade brusc deoarece, pe de o parte, deshidratarea sistemului a atins o astfel de limită încît îşi pierde proprietăţile de liant, iar, pe de altă parte, creşterea temperaturii peste 600°C determină înmuierea şi topirea silicatului de sodiu. Acest lucru exercită o influenţă favorabilă asupra îmbunătăţirii procesului de dezbatere a pieselor turnate în forme şi miezuri confecţionate din amestecuri fluide cu autoîntărire.

Refractaritatea amestecurilor fluide cu autoîntărire variază în limitele 1 150 — 1 200°C, cînd începe procesul de vitrifiere care determină formarea aderenţelor pe suprafeţele pieselor turnate.

Pentru înlăturarea acestei deficienţe este necesar ca suprafaţa formelor şi miezurilor confecţionate din amestecuri fluide cu autoîntărire să fie protejată cu vopsele refractare antiaderente.

Turnarea pieselor din fontă şi oţel în forme şi miezuri confecţionate din amestecuri fluide, a căror suprafaţă de lucru a fost corect protejată cu vopsele refractare şi antiaderente, confirmă posibilitatea practică de obţinere a suprafeţelor de înaltă calitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kumanin I. V. *Liteinoe Proizvodstvo* nr. 4, 1957, p. 7.

[2] Valisovski I. V. şi Medvedev Ia. I. *Încercările tehnologice ale amestecurilor de formare.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[3] Veinik A. I. *Teplovîe osnovî teorii litia.* Moscova, Maşghiz, 1953.

[4] Veinik A. I. *Teoria zatverdevania otlivki.* Moscova, Maşghiz, 1960.

[5] Klimesch B. *Giesserei Praxix*, nr. 17, sept. 1966, p. 304.

[6] Veinik A. I. *Liteinoie Proizvodstvo* nr. 6, 1951.

[7] Szreniawski J. şi Wasilewski P. *Archiwum Hutnistwa*, vol. XII., 1967, p. 51.

[8] Veinik A. I. *Rasciot Otlivki.* Moscova, Maşinostroenie, 1964.

[9] Hvorinov H. *Zatverdevanie otlivok* I. I. I., 1955, p. 140.

[10] Berg P. P. *Inginerno-fiziceski jurnal*, nr. 3, 1960.

[11] Virolle X., Chevriot R. şi Jeancolas M. *Fonderie* nr. 241, 1966, p. 73.

[12] Cosneanu C., Landes V. şi Sofroni L. *Metalurgia* nr. 9, 1967, p. 491.

[13] Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. *Metalurgia* nr. 10, 1967, p. 515.

[14] Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. *Metalurgia* nr. 11, 1967, p. 637.

[15] Cosneanu C., Cohn E. şi Szabo A. *Metalurgia* nr. 5, 1968, p. 264.

Cercetări privind posibilităţile de îmbunătăţire a calităţii produselor refractare pentru căptuşirea oalelor de turnare

Ing. I. VEISER, ing. A. SZABO, ing. L. PETRI, ing. DOINA BULZAN şi ing. C. BELGIU
Institutul de cercetări metalurgice — Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 666.76

RECHERCHES CONCERNANT LES POSSIBILITÉS D'AMÉLIORATION DE LA QUALITÉ DES PRODUITS RÉFRACTAIRES POUR LE REVÊTEMENT INTÉRIEUR DES POCHES À COULER A PARTIR DE L'ARGILE DE TG. JIU

Dans cet article on traite des travaux de recherche effectués en rapport avec la possibilité d'utiliser l'argile de Tg. Jiu pour la fabrication des briques réfractaires destinées au revêtement intérieur des moules pour l'acier.

On présente l'argile de Tg. Jiu en indiquant ses principales caractéristiques chimiques, physiques et mécaniques, qui justifient le choix de ce matériel comme une nouvelle source de matières premières pour la fabrication des briques pour les poches à couler. On présente ensuite les procédés de fabrication et l'on fait une comparaison entre le comportement de l'argile de Tg. Jiu et celui des matières premières actuelles (l'argile d'Anina et celle de Suncuiuş) en ce qui concerne le comportement pendant la fabrication, les avantages ou les désavantages.

INVESTIGATIONS REGARDING QUALITY IMPROVEMENT OF LADLE REFRACTORIES BY MEANS OF TG. JIU CLAY

The paper presents performed investigations regarding utilization possibilities of Tg. Jiu clay for ladle refractory manufacturing.

Tg. Jiu clay is presented as well as main chemical and physico-mechanical characteristics which substantiate its utilization as a new raw material for ladle refractories. Further, manufacturing operations are described and a comparison is drawn between Tg. Jiu clay and other standard clays (Anina and Suncuiuş), as regards processing behaviour, advantages and shortcomings.

S-a precizat în ultima vreme o părere unanimă că ceea ce trebuie să influenţeze în primul rînd alegerea unui produs refractar destinat căptuşirii oalelor de turnare este compactitatea cît mai înaintată, care se apreciază prin porozitate aparentă redusă, permeabilitate mică la gaze, rezistenţă mecanică mare etc. [1], [2].

Savioli [1] apreciază că ordinea importanţei caracteristicilor cărămizilor este următoarea :

— porozitatea aparentă — care exprimă volumul porilor deschişi şi, prin aceasta, dă un indice important al suprafeţei care poate reacţiona cu zgura ; cu cît porozitatea este mai redusă, cu atît şi suprafaţa atacată de zgură va fi mai mică ;

— permeabilitatea la gaze, care are legătură cu mărimea, orientarea şi numărul porilor şi, dacă se ţine seamă de viscozitatea redusă a oţelului şi a zgurei în oală, rezultă că această caracteristică este extrem de importantă ;

— dilatarea ulterioară care, la temperatura de utilizare, are ca efect micşorarea sau chiar dispariţia rosturilor dintre cărămizi, reducînd prin aceasta mărimea zonelor cel mai uşor atacate de zgură.

În lume există astăzi trei sortimente principale de cărămizi de oală : cărămizi de şamotă, cu conţinut redus de Al_2O_3 (20—30%), cu refractaritate joasă şi cu temperatură scăzută de vitrificare ; cărămizi cu conţinut mediu şi ridicat de alumină ; cărămizi silicioase.

Totuşi, cea mai mare parte a cărămizilor folosite în prezent la căptuşirea oalelor sînt cele de şamotă şi, în special, cărămizile mai silicioase cu refractaritate slabă şi cu tendinţă de dilatare la temperatura de utilizare [3]. Unii autori recomandă chiar folosirea de cărămizi silica [4].

Un exemplu grăitor în privinţa durabilităţii diferitelor tipuri de cărămizi de oală a fost constatat la o oţelărie unde durabilitatea căptuşelilor de oală din cărămizi de şamotă obişnuită, cu conţinut de 36 — 38% Al_2O_3, a fost de 7 — 9 şarje/oală ; cu cărămizi fabricate din acelaşi material, dar avînd o porozitate aparentă mai redusă (10 — 12%), durabilitatea a crescut la 12 — 14 şarje, iar

atunci cînd s-au folosit cărămizi mai sărace în alumină (24 — 28% Al_2O_3) şi cu porozitate redusă, durabilitatea a ajuns la 16 — 19 şarje/oală [5]. Durabilitatea mărită a ultimelor cărămizi este explicată prin faptul că la suprafaţa lor se formează repede un strat foarte sinterizat, care împiedică pătrunderea zgurei spre interiorul lor. Astfel de cărămizi sînt şi produsele americane „Dando", care au următoarele caracteristici: porozitate aparentă circa 14% (max. 16%), dilatare ulterioară 15% (la 1 300°C) şi refractaritate 1 500 — 1 580°C.

În tabela 1 se arată caracteristicile unor tipuri de cărămizi de oală folosite în Anglia, S.U.A. şi R.F.G.

Tabela 1

Caracteristica	Anglia	S. U. A.	R. F. G.
Porozitatea aparentă, %	18—23	13	9—10
Densitatea aparentă, g/cm³	2—2,05	2,26	2,21
Rezistenţa la compresiune, kg/cm²	220—480	330	—
Permeabilitatea la gaze, unităţi C.G.S.	0,0036	0,005	0,004
Dilatarea ulterioară la 1 410°C, %	3,6	42	1
Refractaritatea, °C	1 550—1 580	1 530	1 610
Rezistenţa la şoc termic, cicluri	12	11	8
Temperatura începutului de deformare sub sarcină, °C	1 050	—	—

Printre preocupările secţiei de refractare din cadrul Institutului de cercetări metalurgice au figurat în ultimii doi ani şi cercetări în vederea îmbunătăţirii calităţii cărămizilor refractare pentru căptuşirea oalelor de turnare de la Combinatul siderurgic — Reşiţa. Aceste cărămizi se fabrică în cadrul combinatului, în secţia de produse refractare, care dispune de un flux cuprinzînd următoarele faze şi utilaje principale: şamotizarea argilei în cuptoare verticale; granularea şi măcinarea comună a degresantului şi liantului în mori cu bile cu site periferice care realizează o granulaţie continuă; prepararea masei de presare în amestecătoare continue, tip mono- sau biax; presarea cărămizilor la prese cu fricţiune de 80 — 120 t; uscarea cărămizilor în uscătoare tip Keller şi arderea lor în cuptoare tip Mendheim.

Din cele expuse rezultă că fluxul tehnologic existent nu permite nici un fel de modificări esenţiale ale principalilor parametri de fabricaţie şi, deci, în forma sa actuală, el nu se pretează la aproape nici un fel de îmbunătăţiri cum ar fi: realizarea unei granulaţii discontinue, măcinarea mai fină a liantului, creşterea proporţiei de degresant în masă, mărirea temperaturii de ardere etc.

În această situaţie, studiul îmbunătăţirii calităţii cărămizilor de oală la C.S.R., care în mod normal ar fi trebuit să se orienteze pe mai multe direcţii de cercetare, vizînd modificarea diferiţilor parametri tehnologici de fabricaţie, a fost axat pe o singură direcţie posibilă şi anume la încercarea de a înlocui materiile prime actuale prin alte materiale mai adecvate. Se menţionează că în prezent fabricaţia cărămizilor de oală la Reşiţa are la bază următoarea reţetă:

degresant: şamotă Anina 60%;

liant: argilă Anina 20%, argilă Suncuiuş — 173 20%.

Trebuie accentuat că ambele argile folosite constituie materiale indispensabile pentru realizarea unor căptuşeli refractare care trebuie să reziste la campanii cît mai lungi, în condiţii foarte severe de lucru, cum ar fi la furnal, cauper etc.; din păcate aceste argile se găsesc însă în cantităţi reduse, care nu pot satisface toate solicitările industriei, astfel încît se impune ca ele să fie gospodărite raţional, în sensul că utilizarea lor trebuie să se rezume numai la locurile unde sînt de neînlocuit.

La alegerea noilor materii prime care ar putea fi folosite la fabricarea cărămizilor de oale la C.S.R. s-a ţinut seamă de o serie de criterii, cum ar fi: să se asigure obţinerea unor produse rezistente la atacul chimic al zgurelor; să se obţină o compactitate înaintată a produselor; să se realizeze o durabilitate mărită a căptuşelilor de oală; noua reţetă să se poată prelucra pe fluxul tehnologic actual de fabricaţie; zăcămintele de argilă propuse să aibă rezerve suficient de mari; soluţia propusă să prezinte avantaje economice.

Printre argilele refractare care au fost luate în considerare, face parte şi argila de la Tg. Jiu cu caracter pirofilitic, care se prezintă sub formă şistoasă; primul criteriu care a stat la baza acestei alegeri a fost rezistenţa ei bună la atacul chimic al zgurelor. În tabela 2 se face o comparaţie a rezistenţei la atacul zgurelor între diferite sortimente de produse refractare; rezultatele s-au obţinut printr-o metodă

Tabela 2

Componenţii principali ai masei încercate	Caracteristicile produsului	
	Porozitatea aparentă, %	Uzura chimică la atacul zgurei, %
Şamotă Anina Argilă Suncuiuş—173	20	26
Şamotă Suncuiuş—173 Argilă Suncuiuş—173	19	32
Şamotă Aghireş Caolin Aghireş	25	18
Şamotă Suncuiuş—173 Caolin Aghireş	22	28
Şamotă Medgidia Argilă Medgidia	7	22
Şamotă Tg. Jiu Argilă Tg. Jiu	14	14

dinamică, într-un cuptor tambur rotativ, experimentat la ICEM [6].

Datele din tabelă arată că, din toate masele experimentate, rețeta pe bază de argilă Tg. Jiu a rezistat cel mai bine la atacul zgurei; ea s-a uzat aproape de două ori mai puțin decît rețeta de fabricație curentă pe bază de argilă Anina și Suncuiuș — 173. În același timp, se mai constată că în cazul rețetei pe bază de argilă de Tg. Jiu compactitatea a fost cu mult mai bună decît în cazul celorlalte mase, cu excepția celei pe bază de argilă Medgidia. Aceasta se explică prin faptul că, așa cum se va vedea în continuare, șistul de Tg. Jiu se șamotizează foarte compact, dînd un produs cu o capacitate de absorție de numai 1—3%.

Rezultă prin urmare că argila de Tg. Jiu satisface primele două condiții arătate. Ea răspunde însă și la celelalte criterii de selecționare propuse, pentru că este mai ieftină decît argilele folosite în prezent la C. S. R. (Anina și Suncuiuș —173), se găsește în cantități suficient de mari și poate fi prelucrată pe fluxul de fabricație existent la C. S. R. Experimentările ulterioare au arătat că, prin folosirea de cărămizi din argilă Tg. Jiu, se realizează și o creștere a durabilității căptușelilor de oală.

Rezervele de argilă șist Viezuroiu au fost evaluate la circa 3 mil. t, pentru categoria C1 și la 15 mil. t, pentru categoria C2. Exploatarea argilei se face însă în cantități foarte reduse, din cauză că pînă în ultimul timp ea era folosită numai la producția de cărămizi de uz general sau de cărămizi ușoare fabricate la fabrica „Unirea — Tg. Jiu".

Principalele caracteristici chimice și fizico-mecanice ale argilei de Tg. Jiu sînt: compoziția chimică: 56—60% SiO_2; 27—32% Al_2O_3 + + TiO_2; 0,6—1,6% Fe_2O_3; 0,2—0,4% MgO; 0,3 — 0,7% CaO; 0,2—0,3% Na_2O; 1,8—2,0% K_2O; 6—7% P. C.; refractaritatea, 1690 — 1 710 °C; temperatura de vitrifiere pe șist, 1 250—1 270 °C.

Dintre caracteristici se remarcă în primul rînd conținutul redus de Fe_2O_3, spre deosebire de majoritatea celorlalte argile din țară, care dau dificultăți la utilizare, tocmai din cauza conținutului mare de fier.

O altă caracteristică importantă, în special pentru cărămizile de oală, este temperatura scăzută de vitrifiere. Argila sub formă de șist vitrifică în adevăr la temperaturi de ordinul a 1 250—1 270 °C și dă o șamotă uniformă și extrem de compactă, ceea ce contribuie la obținerea de produse cu porozitate scăzută. Dacă se determină însă punctul de vitrificare după metoda din STAS, care indică măcinarea argilei, fasonarea în formă de cuburi și arderea la diverse temperaturi, atunci argila nu vitrifică decît la temperaturi mai mari de 1 500 °C.

Conținutul în alumină al argilei este variabil, dar destul de scăzut, astfel încît nici refractaritatea nu se ridică în general la valori mai mari de 1 690—1 710 °C; după cum s-a arătat mai înainte, acest fapt nu constituie însă de loc un inconvenient în cazul cărămizilor de oală.

Folosirea argilei de Tg. Jiu la fabricarea cărămizilor de oală a fost experimentată la Fabrica de produse refractare de la C. S. R., pe loturi de ordinul a 300 t produse. În cele ce urmează se vor arăta datele principale obținute în urma lucrărilor executate.

Șamotizarea s-a efectuat în cuptoarele verticale ale fabricii și, datorită faptului că argila era sub formă de bulgări foarte rezistenți la sfărîmare, circulația gazelor în cuptor a fost nestînjenită astfel, încît s-a obținut o șamotă bine arsă, curată, uniformă și foarte compactă. Capacitatea de absorbție a șamotei a fost destul de constantă, variind între 0,6 și 3%.

Conținutul redus de fier și lipsa de alte impurități în argilă au permis eliminarea operațiilor de sortare manuală, înainte și după ardere (care se practică obișnuit la producția curentă cu celelalte argile), reducîndu-se aproape total rebuturile la șamotizare, ceea ce în final se traduce printr-o micșorare a consumului specific de argilă pe tona de șamotă, printr-o reducere a manoperei în această fază de lucru și printr-o creștere sensibilă a productivității cuptorului vertical.

Granularea și măcinarea șamotei și argilei s-au efectuat în comun, în mori cu bile prevăzute cu site periferice, după tehnologia folosită și în producția curentă a fabricii. Dozarea cantităților de șamotă și de argilă care se introduc în moară s-a realizat pe cale gravimetrică, cu ajutorul unor cîntare automate. Pentru cărămizile experimentale s-a folosit același dozaj ca și la producția uzuală, și anume 60% șamotă Tg. Jiu; 40% argilă Suncuiuș—171.

Înlocuirea argilei Suncuiuș — 173, folosită în producția curentă, prin argilă Suncuiuș — 171, a fost făcută pentru a corela refractaritatea liantului cu cea a degresantului.

Datorită sistemului defectuos de măcinare existent în fabrică, granulația realizată a fost variabilă, fracțiunile obținute situîndu-se între următoarele limite:

fracția peste 2,5 mm, între 3 și 13 %, fiind în medie 8%;

fracția de 1—2,5 mm, între 21 și 40%, fiind în medie 30%;

fracția de 0,5—1 mm, între 15 și 20%, fiind în medie 18%;

fracția de 0,088—0,5 mm, între 24 și 43%, fiind în medie 30%;

fracția sub 0,088 mm, între 7 și 23%, fiind în medie 14%.

Se menționează că această variație mare a granulației componenților are loc și în fabricația obișnuită de la Reșița.

Prepararea masei de presare s-a efectuat în amestecătoare continue tip uniax, în care s-a introdus materialul de la moară şi leşia bisulfitică pentru obţinerea umidităţii necesare fasonării cărămizilor, umiditatea masei variind între 5 şi 6%.

Presarea cărămizilor s-a executat la presele cu fricţiune şi operaţia a decurs în condiţii bune, în sensul că nu s-au semnalat stratificări sau fisurări. Greutatea volumetrică a cărămizilor presate a fost de 2,16—2,17 g/cm³, mai mare decît la producţia curentă de cărămizi din argilă Anina şi Suncuiuş (2,05—2,10 g/cm³). Rebuturile la această fază au fost şi ele mai reduse decît cele uzuale din fabricaţia normală.

Cărămizile presate s-au uscat timp de 24 h la temperatura de 50 — 60 °C, în uscătoare tip Keller. Rebutul la uscare s-a datorat în majoritatea cazurilor unor manipulări defectuoase şi s-a păstrat în limitele normale uzuale. Arderea cărămizilor s-a efectuat în cuptoare Mendheim, după cum urmează :

Temperatnra, °C	Viteza de încălzire, °C/h	Durata,h
600 — 800	25	8
800 — 1 000	50	4
1 000 — 1 200	33	6
1 200 — 1 300	25	4
1 300 — 1 380	13	6
Constant la 1 380	—	8
	total	36 h

Rebuturile la ardere s-au păstrat în limite normale admisibile şi s-au datorat fie diferenţelor de temperatură din cuptor, care au dus la produse supraarse sau insuficient arse, fie topiturilor apărute ca urmare a aglomerărilor fieroase din argila Suncuiuş, folosită ca liant.

În tabela 3 se arată caracteristicile obţinute după ardere la cărămizile de Tg. Jiu.

Tabela 3

Caracteristica	Valori realizate
Compoziţia chimică:	
SiO_2, %	60 — 61
Al_2O_3, %	30 — 32
Fe_2O_3, %	2,0 — 2,4
TiO_2, %	1,0 — 1,5
CaO + MgO, %	0,5 — 0,7
Alcalii, %	1,2 — 1,3
Refractaritate, °C	1 690 — 1 710
Densitate aparentă, g/cm³	2,1 — 2,2
Porozitate aparentă, %	12 — 14
Permeabilitate la gaze, nPm	2,0 — 2,6
Constanţă de volum (2h la 1 450°C), %	0,2 — 0,5
Rezistenţă la şocuri termice, cicluri	17 — 25
Temperatură de deformare sub sarcina de 2 kgf/cm², °C	
t_0	1 275 — 1 325
$t_{0.6\%}$	1 325 — 1 375
$t_{4\%}$	1 375 — 1 425

Din datele prezentate în tabela 3 se remarcă conţinutul de Fe_2O_3, care este mai redus decît la producţia curentă (2—2,4% faţă de peste 3%), porozitatea aparentă mult mai mică decît cea uzuală (12—14% faţă de 18—22%) şi constanţa de volum care se menţine la valori reduse.

Cărămizile fabricate au fost utilizate la căptuşiri integrale ale oalelor de turnare cu capacitatea de 120 t, din cadrul oţelăriei de la C.S.R.

Tehnologia de înzidire şi de uscare a căptuşelii, precum şi tehnologia folosită la turnarea oţelului (durate, temperaturi, calităţi şi cantităţi de zgură etc.) au fost cele existente şi în practica curentă a oţelăriei de la C.S.R.

În tabela 4 sînt arătate cîteva din condiţiile de utilizare a cărămizilor de Tg. Jiu.

Tabela 4

Caracteristica	Valori realizate	
	limite	media
Mortarul folosit	85% nisip Aghireş + 15% argilă Suncuiuş	
Durata de uscare a căptuşelii, h	—	cca. 24
Temperatura de turnare, °C	1 400 — 1 430	1 420
Durata totală de turnare, min	70 — 170	102
Numărul de căptuşeli integrale experimentate, buc.	19	—
Durabilităţile realizate, şarje/oală	10 — 18	13,65

În ceea ce priveşte modul cum s-au uzat căptuşelile experimentale, nu s-au observat deosebiri marcante faţă de căptuşelile uzuale pe bază de produse fabricate din argilă Anina şi Suncuiuş—173.

Durabilitatea medie realizată a fost însă mai mare decît la producţia curentă, şi anume, de 13,65 şarje/oală, faţă de 12,55 şarje/oală, care reprezintă media realizată în anul 1968 la C.S.R.

Concluzii

Lucrările care s-au efectuat la fabrica de produse refractare a Combinatului siderurgic — Reşiţa au dovedit că argila de Tg. Jiu se poate folosi cu succes la fabricarea cărămizilor refractare pentru căptuşirea oalelor de turnare cu capacitatea de 120 t.

Principalul avantaj care rezultă din aceasta este că se crează posibilitatea de a înlocui 10 000—15 000 t/an argilă Anina şi Suncuiuş — 173, materiale deficitare în ţară, care vor putea astfel să devină disponibile pentru alte utilizări, unde sînt strict necesare.

Totodată au mai fost evidenţiate şi alte avantaje ale soluţiei propuse, cum ar fi:

— Valorificarea raţională a unei noi resurse de argilă, ceea ce va contribui la lărgirea bazei de materii prime pentru industria de refractare din România.

— Fabricarea cărămizilor pe bază de argilă de Tg. Jiu şi Suncuiuş — 171 se adaptează perfect la tehnologia actuală a fabricii de la C. S .R., cu care sînt familiarizaţi muncitorii şi tehnicienii; ea poate fi deci introdusă fără dificultăţi în producţia curentă;

— Datorită calităţii constante a argilei şi a lipsei de impurităţi, se poate elimina operaţia de sortare manuală a argilei şi şamotei micşorîndu-se astfel manopera şi consumurile specifice la şamotizare. Dacă se mai adaugă la aceasta preţul mai scăzut al materiilor prime, rezultă că se realizează o micşorare cu circa 12% a preţului de cost al cărămizilor;

— Se îmbunătăţeşte calitatea cărămizilor, în special în ceea ce priveşte compactitatea, conţinutul de fier etc.;

— Se măreşte cu aproape 10% durabilitatea căptuşelilor de oală, ceea ce reprezintă o nouă sursă de avantaje economice.

Faţă de numeroasele avantaje care rezultă din folosirea argilei de Tg. Jiu, combinatul de la Reşiţa a primit sarcina ca, în anul 1969, să asimileze în producţia curentă fabricaţia cărămizilor de oală, din această nouă materie primă.

În acest scop este însă necesar ca, în timpul cel mai scurt, să se creeze la Fabrica „Unirea" — Tg. Jiu condiţii care să-i permită să livreze în mod ritmic, în tot cursul anului, întreaga cantitate de argilă necesară fabricii de la C. S. R.

Avînd în vedere faptul că la C. S. R. argila de Tg. Jiu va fi folosită numai sub formă de şamotă, care se realizează în cuptor vertical, se impune ca toată argila livrată să fie numai sub formă de bulgări. Argila măcinată, care rezultă din exploatare, va trebui să fie repartizată pentru alte utilizări, care presupun oricum granularea şi măcinarea argilei.

Rezultatele bune obţinute justifică încercarea de a extinde utilizarea argilei de Tg. Jiu şi la fabricarea cărămizilor pentru oala de turnare de 200 t de la oţelăria C. S. H. Lucrările în această direcţie au fost planificate pentru anul 1969 şi sînt în curs de executare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Savioli F. *Uzura refractarelor în oală.* Trans. of the Brit. Ceram. Soc., nr. 6, 1962, p. 343.

[2] Konopicky K. *Feuerfeste Banstoffe.* Düsseldorf, Verlag Stahleisen MBH, 1961.

[3] Chesters J. B. *Steel plant refractories.* United Steel, Sheffield, 1963, p. 262.

[4] Tigler V. şi Bulach V. *Folosirea materialelor silicioase la oale.* Ogneuporî, nr. 12, 1966, p. 32.

[5] Harders — Kienow. *Feuerfest Kunde.* Berlin, Springer Verlag, 1960, p. 469.

[6] Veiser I. şi Szabo A. *Determinarea rezistenţei produselor refractare la atacul termochimic al zgurelor.* Metalurgia nr. 11, 1968, p. 651—655.

Cercetarea radiometrică a uniformităţii densităţii pieselor inelare, din pulbere de cupru, presate ciclic

Ing. TH. DUMITRESCU şi ing. ADINA STORIN
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.762 :669.3 :543.52

L'EXAMEN RADIOMÉTRIQUE DE L'UNIFORMITÉ DE LA DENSITÉ DES PIÈCES ANNULAIRES EN POUDRE DE CUIVRE, PRESSÉES PAR CYCLES

On a constaté au moyen de la méthode de l'absorbtion des radiations gamma, l'uniformité de la densité des pièces annulaires en poudre de cuivre, pressées par cycles, utilisant comme source de radiation le ^{170}Tm

Il résulte que la méthode radiométrique permet d'étudier la variation de la densité des pièces, dans différentes conditions de pressage.

RADIOMETRIC INVESTIGATION OF DENSIMETRIC UNIFORMITY IN CYCLIC PRESSED, CIRCULAR PIECES, MADE OF COPPER POWDER

Densimetric uniformity of cyclic pressed, circular pieces, made of copper powder, was investigated by means of the gamma-ray absorbtion method, utilizing ^{170}Tm as a radiation source.

Results emphasized that the radiometric method allows to investigate density variation under various pressure conditions.

Presarea pulberilor metalice în matriţe se efectuează prin diferite metode. Una dintre aceste metode şi anume presarea ciclică prezintă interes deosebit deoarece permite obţinerea unor piese de dimensiuni mari, folosind o presă cu forţă redusă şi deci mai ieftină.

Metoda presării ciclice constă în comprimarea treptată a pulberii metalice într-o matriţă cu secţiune dreptunghiulară, cu un poanson cu profil special, care execută cicluri de presare urmate de deplasarea orizontală a matriţei sau a poansonului.

La presarea ciclică a pieselor de dimensiuni mari este important să se determine, pe lîngă densitatea medie, variaţiile acestei valori pe lungimea piesei, adică gradul ei de uniformitate, deoarece densitatea după presare influenţează puternic proprietăţile fizico-mecanice ale produsului finit.

De aceea s-a urmărit determinarea variaţiei densităţii pieselor inelare din pulbere de cupru, presate ciclic.

Determinarea densităţii pieselor inelare în diferite sectoare, prin metoda clasică a balanţei hidrostatice, necesită secţionarea pieselor şi acoperirea sectoarelor respective cu un strat de parafină pentru a se evita îmbibarea cu apă. Operaţiile impuse de această metodă sînt dificile, piesele presate din pulbere metalică fiind fragile, cu rezistenţă mecanică redusă, iar rezultatele se obţin cu erori apreciabile.

Din acest motiv s-a apreciat că este indicat ca piesele inelare din pulbere de cupru presate ciclic să fie controlate prin metoda radiometrică care este nedistructivă, rapidă şi cu o exactitate satisfăcătoare.

Densitatea materialelor se poate determina radiometric prin metoda absorbţiei sau prin metoda retroîmprăştierii radiaţiilor nucleare.

La metoda absorbţiei elementele traductorului (sursa de radiaţii şi detectorul) sînt situate de o parte şi de alta a probei; la a doua metodă aceste elemente sînt dispuse de aceeaşi parte a materialului de măsurat.

În cazul analizat este avantajos a se utiliza metoda absorbţiei radiaţiilor gama, la care radiaţiile străbat întreaga grosime a absorbantului. Proba de măsurat se aşază între sursa de radiaţii şi detector, în aceeaşi poziţie geometrică (fig. 1).

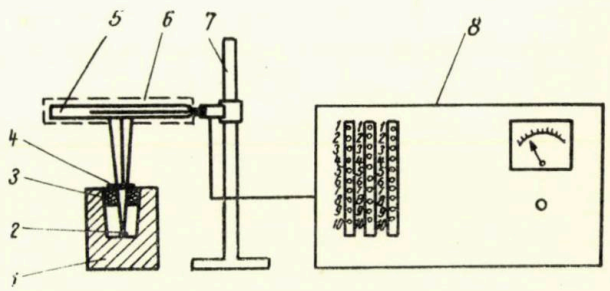


Fig. 1. Instalaţia de măsurare a densităţii pieselor din pulberi metalice presate, prin metoda absorbţiei radiaţiilor gama :

1 – Conteiner de plumb; *2* – Sursă de radiaţii; *3* – Colimator de plumb; *4* – Probă de măsurat; *5* – Contor Geiger – Müller; *6* – Ecran de plumb; *7* – Suport; *8* – Numărător electronic.

Determinarea densității prin metoda absorbției radiațiilor gama se bazează pe relația exponențială de atenuare a acestor radiații la interacțiunea cu materia [1], [2].

Ținînd seamă că intensitatea fasciculului de radiații este proporțională cu viteza de numărare reală a instalației de măsurare, greutatea specifică pe unitatea de suprafață este egală cu produsul dintre grosimea materialului și densitatea lui iar coeficientul de absorbție masic cu raportul dintre coeficientul de absorbție linear și densitate se deduce din relația exponențială de atenuare [1]. Formula de calcul a densității:

$$\gamma = \frac{1}{\mu_m \cdot x} \ln \frac{R_0}{R}, \qquad (1)$$

în care:

γ este densitatea materialului absorbant, g/cm³;
μ_m — coeficientul de absorbție masic al materialului absorbant, cm²/g;
x — grosimea materialului absorbant, cm;
R_0 și R — vitezele de numărare corespunzătoare fasciculului inițial al sursei de radiații și al celui transmis prin proba măsurată, imp/min.

Prin urmare pentru determinarea densității pe cale radiometrică, trebuie să se cunoască grosimea materialului și coeficientul de absorbție masic și să se măsoare R_0 și R.

Deoarece este dificil să se determine exact în mod experimental coeficientul de absorbție linear pentru fiecare sector de inel, necesar pentru calculul coeficientului de absorție masic, s-a introdus în calcul coeficientul mediu de absorbție masic (μ_{m_i}) rezultat din relația:

$$\mu_{m_i} = \frac{\Sigma \ln \frac{R_0}{R_i}}{\gamma_m \cdot x_m}, \qquad (2)$$

unde:

R_0 și R_i sînt vitezele de numărare inițială și transmisă prin fiecare sector i al probei, imp/min;
γ_m — densitatea medie a probei, g/cm³;
x_m — grosimea medie a probei, cm.

Așadar, pentru a determina densitatea inelelor presate din pulbere de cupru într-un anumit sector, prin metoda absorbției radiațiilor gama, trebuie să se măsoare R_0, R și x și să se calculeze densitatea medie în funcție de volumul mediu și greutatea probei. Pentru fiecare determinare se consideră valoarea medie a minimum două măsurări.

Vitezele de numărare transmise ale sectoarelor de inel se consideră semnificative numai dacă satisfac relația care exprimă nivelul de încredere a măsurărilor radiometrice [2].

În experimentările efectuate s-a folosit ca sursă de radiații ^{170}Tm, cu o activitate de 100 mCi, deoarece acest radionuclid se recomandă pentru determinarea densității materialelor care au o densitate apropiată de aceea a pieselor presate din pulbere de cupru.

Pentru urmărirea variației densității pieselor inelare presate ciclic s-a procedat în modul următor:

S-au presat piese inelare folosind pulbere de cupru electrolitică și un poanson cu profil special avînd o parte plană și suprafața de finisare continuată la extremități cu cîte o porțiune înclinată sub unghi diferit. Prin construcția lui, acest poanson permite realizarea unei presări preliminare a pulberii din fața suprafeței de finisare, rotirea lui cu unghiul de avans dorit sau schimbarea părții profilate, care este detașabilă, deci modificarea unghiului de atac și de fugă.

S-a cercetat variația densității pieselor inelare presate în condiții diferite, folosind diverse unghiuri de avans, presiuni și dozaje de pulbere de cupru.

După presare, fiecare inel s-a împărțit în 12 sectoare, s-a măsurat cu micrometrul grosimea fiecărui sector iar apoi s-a cîntărit la balanța farmaceutică.

S-a măsurat fondul cosmic în absența sursei de radiații, apoi viteza de numărare inițială a sursei și cea transmisă prin fiecare sector al inelului.

Sectorul inelului a avut aceeași poziție geometrică față de detector și față de sursa de radiații, fixată cu ajutorul a două repere. După efectuarea măsurărilor s-a calculat densitatea pulberii de cupru presate în fiecare sector, cu ajutorul relației (1).

Pentru fiecare serie de inele presate în aceleași condiții s-a făcut media densității pe fiecare sector și apoi s-a trasat o diagramă polară.

În diagramele polare din figurile 2, 3, 4 și 5 se prezintă variația densității pieselor inelare din pulbere de cupru presate ciclic în funcție de unghiul de avans, presiunea specifică și dozaj.

Figura 2 reprezintă diagramele pieselor presate cu unghiul de atac de 2° și unghiul de avans de 15°, cu o presiune de 2 tf/cm² (fig. 2, *a*) și 3 tf/cm² (fig. 2, *b*).

Diagramele din figura 3 corespund inelelor presate cu același unghi de atac și cu unghi de avans diferit (30°) — presiunea utilizată fiind 2 tf/cm² în figura 3, *a* și 3 tf/cm², în figura 3, *b*.

Păstrînd aceleași condiții și variind numai unghiul de avans al poansonului (45°) s-au obținut diagramele din figura 4, *a*, pentru piesele presate cu 2 tf/cm² și cele din figura 4, *b*, cu presiunea de 3 tf/cm².

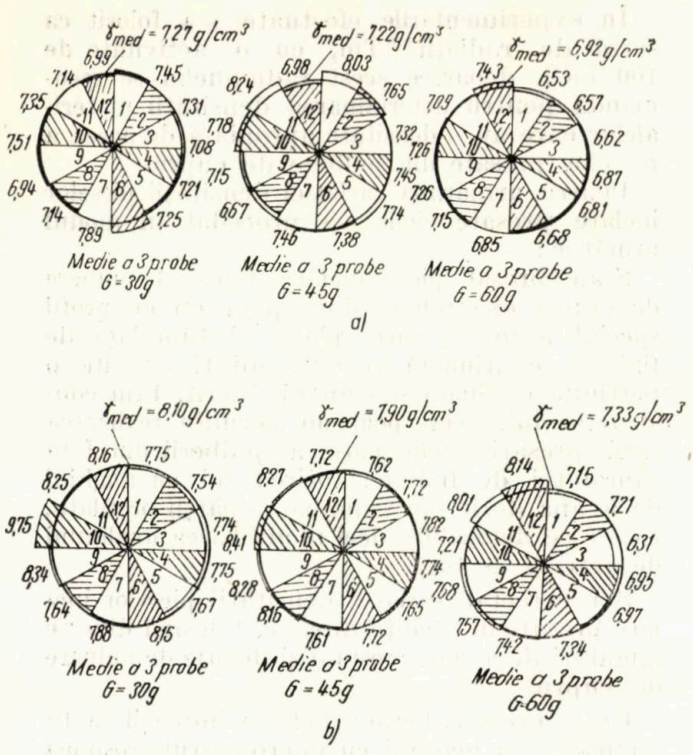


Fig. 2. Variația densității pieselor inelare din pulbere de cupru, presate ciclic.

Unghiul de atac — 2° ; unghiul de avans — 15° ;

a — presiunea de presare 2 tf/cm² ;
b — presiunea de presare 3 tf/cm²

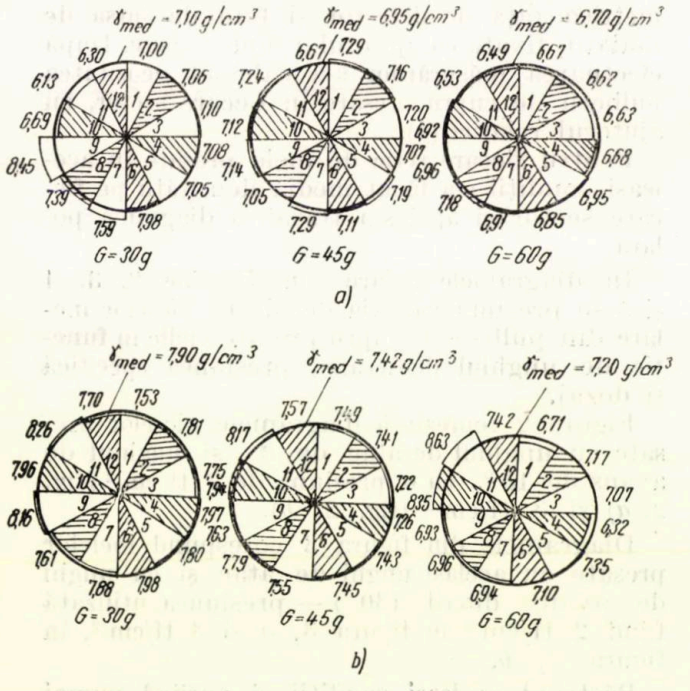


Fig. 3. Variația densității pieselor inelare din pulbere de cupru, presate ciclic.

Unghiul de atac — 2° ; unghiul de avans — 30° ;

a — presiunea de presare — 2 tf/cm² ;
b — presiunea de presare — 3 tf/cm²

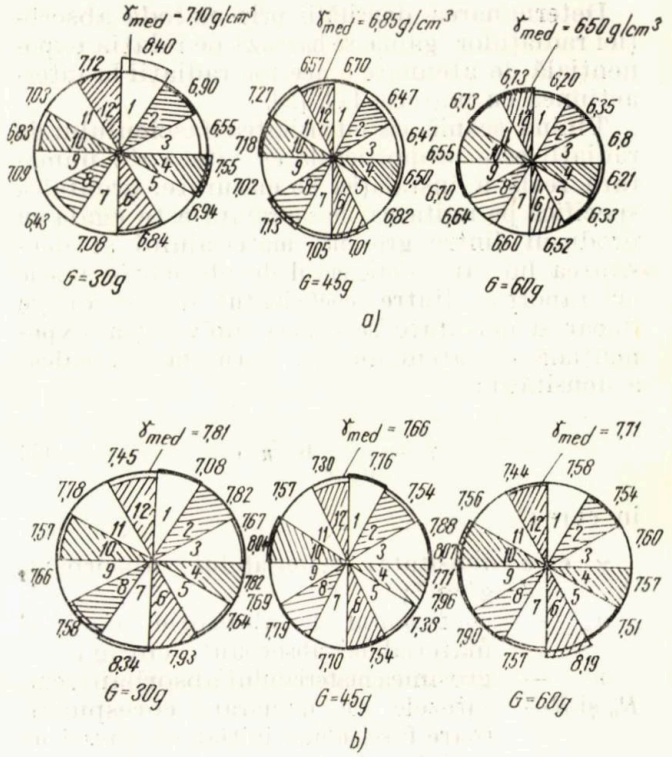


Fig. 4. Variația densității pieselor inelare din pulbere de cupru, presate ciclic.

Unghiul de atac — 2° ; unghiul de avans — 45° ;

a — presiunea de presare 2 tf/cm² ;
b — presiunea de presare 3 tf/cm²

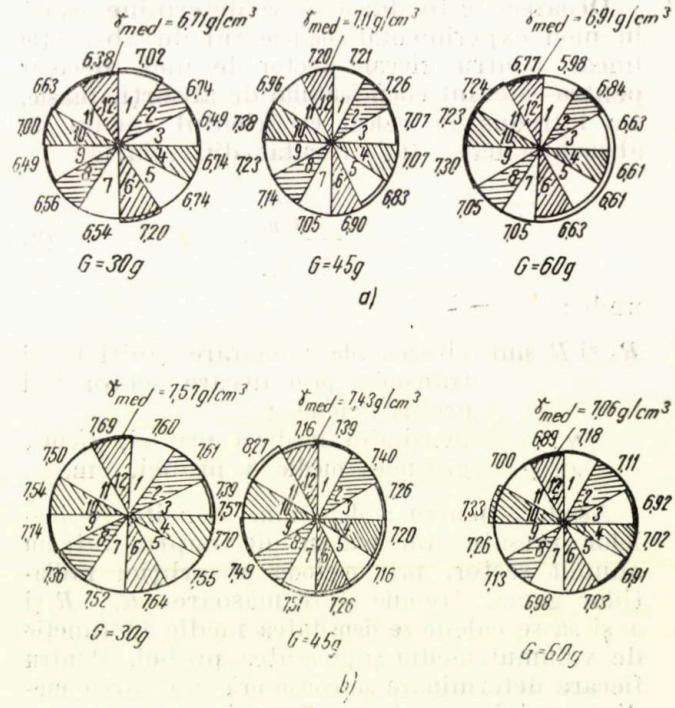


Fig. 5. Variația densității pieselor inelare din pulbere de cupru, presate ciclic.

Unghiul de atac — 2° ; unghiul de avans — 60° ;

a — presiunea de presare 2 tf/cm² ;
b — presiunea de presare 3 tf/cm²

În figura 5, *a* (2 tf/cm ^{2}) și 5, *b* (3 tf/cm ^{2}) se prezintă inelele presate în aceleași condiții însă folosind un unghi de avans de 60 °.

Din examinarea acestor diagrame rezultă următoarele observații :

— La aceeași piesă inelară densitatea pe sectoare este neuniformă, abaterile grupîndu-se în jurul valorii de $\pm$ 7%, care sînt apropiate de abaterile de $\pm$ 6,6% indicate în alte lucrări asupra presării ciclice în matrițe închise.

— Pentru același unghi de atac și același unghi de avans la presiune specifică constantă se obțin piese inelare la care densitatea medie scade atunci cînd crește dozajul.

— Densitatea medie a pieselor inelare descrește invers proporțional cu unghiul de avans al poansonului, cînd presiunea specifică și dozajul sînt menținute constante.

În concluzie, se poate spune că metoda radiometrică este aplicabilă pentru cercetarea variației densității pieselor din pulbere de cupru presate, iar lucrările descrise au permis aprecierea gradului de uniformitate a densității pieselor inelare din pulbere de cupru electrolitic, presate ciclic, în diferite condiții.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrescu T. *Controlul automat al proceselor tehnologice siderurgice cu izotopi radioactivi.* Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 11, 1962.

[2] Ciorăscu F. și Oncescu M. *Detectarea și măsurarea radiațiilor nucleare.* București, Editura Academiei R.P.R., 1964.

Laminarea profilelor cornier în calibre deschise

Ing. I. TAMAŞ
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.771.26

LE LAMINAGE DES PROFILS CORNIERS DANS DES CALIBRES OUVERTS

Au laminoir de petits profils du Combinat sidérurgique de Hunedoara, le laminage de l'acier cornier qui est calibré dans des calibres à élargissement limité a été remplacé par le laminage dans des calibres de refoulement sur la cage verticale du train finisseur et dans des calibres à elargissement libre.

Le nouveau procédé de calibrage permet de regler plus facilement les cylindres et en même temps une meilleure utilisation de la tôle de ces derniers. De même, l'utilisation du calibre de refoulement sur la cage verticale du train finisseur assure l'agrandissement du champ de réglage de la longueur des ailes du profil, assurant en même temps une grande stabilité des dimensions.

ROLLING OF ANGLE SECTIONS IN OPEN GROOVES

At the light — section mill in Steel Plant Hunedoara, rolling of angle sections by calibration in grooves with limited breaking-down was replaced by rolling in upsetting grooves on the edging stand of the finishing train and in free breakingdown grooves.

The new method allows an easier roll-gap adjustment and at the same time a better utilization of the barrel. Utilization of the upsetting groove on the edging stand of the finishing train increases the adjustment range for the length of the angle legs, providing also a high size accuracy.

Laminorul de profile mici de la Combinatul siderurgic—Hunedoara este un laminor continuu compus din: trenul pregătitor format din opt caje orizontale; trenul intermediar I, format din trei caje orizontale şi o cajă verticală cu cilindri în consolă; trenul intermediar II, format din trei caje orizontale; două trenuri finisoare identice, formate fiecare din două caje verticale şi două caje orizontale.

Amplasarea laminorului este prezentată în figura 1.

În prezent, laminorul este destinat laminării următorului sortiment: oţel rotund Ø 8 — 30 mm; oţel lat ⊢ 20 — 50 × 5—20 mm; oţel cornier ⌞ 20 × 20— ⌞ 50 × 50 mm; profil ⊤ ⊤ 20 — ⊤ 50 mm.

Pentru laminarea oţelului cornier, în prezent se foloseşte sistemul de calibrare prezentat în figura 2.

Această calibrare prezintă unele dezavantaje: neumplerea muchiilor profilului finit (fig. 3), datorită faptului că deschiderile calibrului prefinisor sînt în jos; posibilităţi minime de reglare a lungimii aripilor şi durată mare de reglare a cilindrilor şi armăturilor de ghidare.

În vederea eliminării acestor neajunsuri s-a pus problema executării unei noi calibrări.

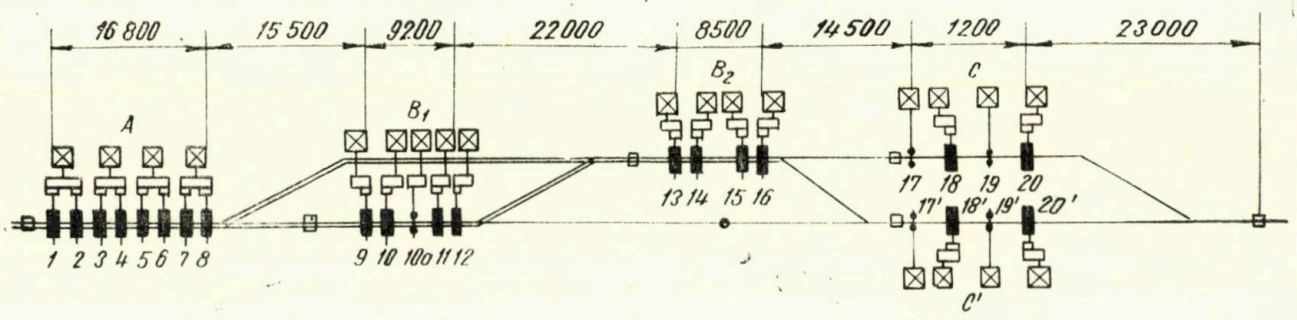


Fig. 1. Schema amplasării laminorului de profile mici de la C.S.H.: A — trenul pregătitor; B_1 — trenul intermediar I; B_2 — trenul intermediar II; C şi C' — trenul finisor.

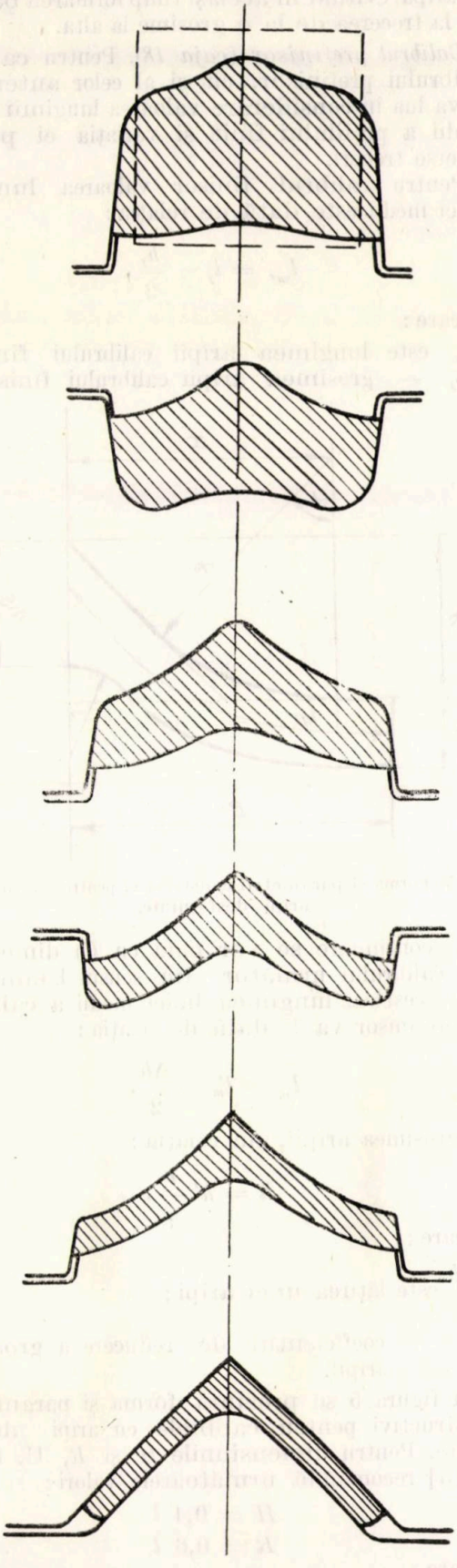


Fig. 2. Schema de calibrare folosită în prezent.

Pentru laminarea oţelului cornier, literatura de specialitate recomandă folosirea cajelor verticale care permit o reglare uşoară a lungimii aripii, în timpul laminării.

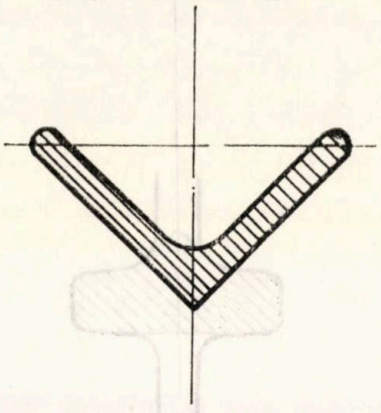


Fig. 3. Profil finit cu muchii neumplute.

În majoritatea cazurilor [1], [2] se recomandă folosirea a cel puţin două caje verticale cu calibre de refulare, conform schemei prezentate în figura 4.

Pe schema de amplasare a laminorului de profile mici de la C.S.H. (fig. 1) se poate observa că există o singură cajă verticală *10 a* la trenul intermediar I şi două caje verticale *17* şi *19* la trenul finisor. Caja verticală *10 a*, din trenul intermediar, nu poate fi utilizată deoarece ea este de fapt o cajă cu două role verticale în consolă, care nu poate prelua eforturile ce apar în timpul laminării acestor profile. Se consideră că, pentru a evita eventualele reduceri neuniforme în caja finisoare, cauzate de modificarea formei şi a dimensiunilor barei, ca urmare a refulării ei în caja verticală, nu este raţională utilizarea cajei verticale *19*. Din această cauză calibrul prefinisor a fost amplasat pe caja orizontală *18*.

Calibrul finisor. Condiţiile dimensionale şi de formă pentru oţelul cornier sînt prevăzute în STAS 424-64. Pentru calculul lungimii aripii în calibrul finisor se utilizează relaţia :

$$l_c = l_r\ (1 + \alpha t),$$

unde:

l_c este lungimea aripii la cald ;
l_r — lungimea aripii la rece ;
$1 + \alpha t$ — binomul de dilatare liniară.

Considerînd că $\alpha = (11 - 15)\ 10^{-6}$ [1/°C] şi că temperatura de sfîrşit de laminare este $t = 900$°C, valoarea binomului de dilatare liniară va fi : $(1 + \alpha t) = 1{,}0125$.

Profilul finit se obţine într-un calibru deschis, ceea ce permite utilizarea aceluiaşi calibru finisor pentru laminarea mai multor grosimi

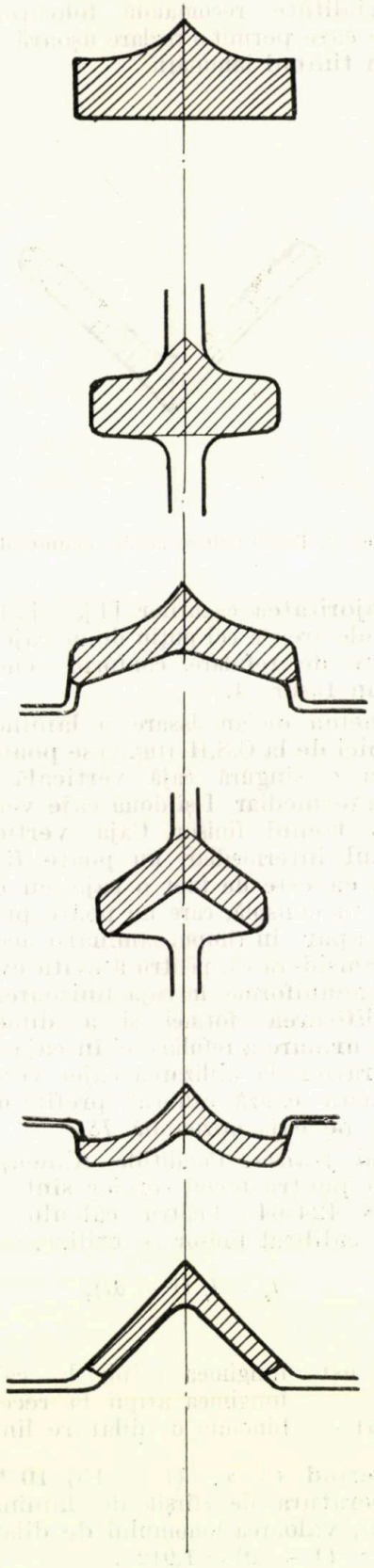


Fig. 4. Schema de calibrare cu două caje verticale.

de aripă, evitînd în acelaşi timp formarea bavurilor la trecerea de la o grosime la alta.

Calibrul prefinisor (caja 18). Pentru calculul calibrului prefinisor, cît şi al celor anterioare se va lua în considerare valoarea lungimii liniei medii a profilului finit şi variaţia ei pentru diverse treceri.

Pentru calibrul finisor valoarea lungimii liniei medii este dată de relaţia :

$$l_{mf} = l_f - \frac{h_f}{2}, \tag{1}$$

în care :

l_f este lungimea aripii calibrului finisor;
h_f — grosimea aripii calibrului finisor.

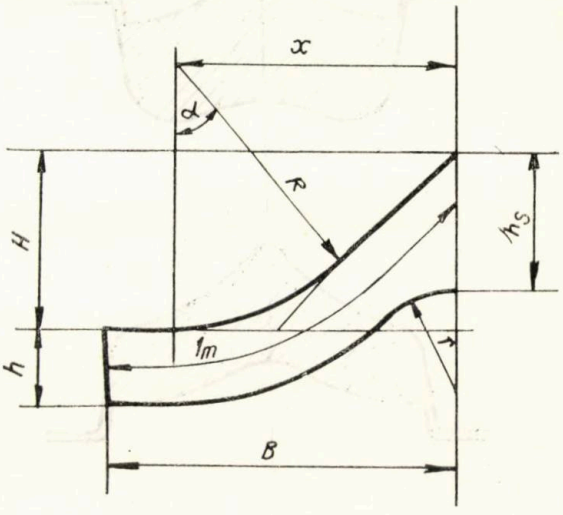


Fig. 5. Forma şi parametrii constructivi pentru calibrele cu aripi desfăşurate.

În continuare se vor nota cu (') dimensiunile calibrului următor (în sensul laminării).

În acest caz lungimea liniei medii a calibrului prefinisor va fi dată de relaţia :

$$l_m = l'_m - \frac{\Delta b}{2}, \tag{2}$$

iar grosimea aripii, de relaţia :

$$h = h' \frac{l}{\gamma}, \tag{3}$$

în care :

$\frac{\Delta b}{2}$ este lăţirea unei aripi;

γ — coeficientul de reducere a grosimii aripii.

În figura 5 se prezintă forma şi parametrii constructivi pentru calibrele cu aripi desfăşurate. Pentru dimensiunile H şi R, U. Suppo [3] recomandă următoarele valori :

$$H = 0{,}4\ l \tag{4}$$

$$R = 0{,}6\ l \tag{5}$$

în care :

l este lungimea aripii profilului finit.

Raza de îndoire a aripilor R, determinată din relaţia (5), se păstrează constantă la toate celelalte calibre, pentru a se asigura a bună stabilitate a barei în calibru, în timpul laminării.

Pentru calibrele avînd unghiul de deschidere a aripilor de 90°, valoarea proiecţiei pe orizontală a liniei medii este dată de relaţia:

$$B = l_m + 0{,}107\ h + 0{,}044\ R - 0{,}414\ H \quad (6)$$

Celelalte dimensiuni necesare construirii calibrului se obţin cu ajutorul relaţiilor:

$$X = R\ \text{tg}\ \frac{\alpha}{2} + H\ \text{ctg}\ \alpha \quad (7)$$

$$h_s = h_s \frac{l}{\gamma} \quad (8)$$

$$r = \frac{h_s - 1{,}414\ h}{0{,}414} \quad (9)$$

Pentru calculul lăţirii Δb în calibrul finisor se foloseşte nomograma Ekelund. De asemenea se ţine seamă de recomandarea lui M.M. Sternov [2] referitoare la creşterea lăţirii, datorită înclinării aripilor:

$$\Delta b_{real} = K \Delta b_{calculat},$$

în care:

K are valoarea 2,0 — 2,5, pentru calibrul finisor, şi 1,5 — 2,0, pentru celelalte calibre.

Calibrul de refulare (caja verticală 17). Grosimea aripii profilului în calibrul de refulare se determină după relaţia (3). Ştiind că $\Delta h = h - h'$ se va calcula înălţimea H din relaţia:

$$H \simeq H' \frac{h}{2} \quad (10)$$

Pentru raza r se vor lua valori date de relaţia:

$$r \simeq r' \frac{l}{\gamma} \quad (11)$$

Celelalte dimensiuni necesare construirii calibrului se determină din relaţiile: (2); (6); (7). Lăţirea Δb în calibrul prefinisor se va calcula cu ajutorul nomogramei Ekelund, ţinîndu-se seamă că, pe lîngă creşterea valorii lăţirii, datorită înclinării aripilor, are loc şi o limitare a lăţirii în calibrele închise [2].

Deci:

$$\Delta b_{real} = K K_1\ \Delta b_{calculat}$$

în care coeficientul de limitare a lăţirii K_1 are valorile: $K_1 = (0{,}5 - 0{,}65)$.

Calibrul cajei 12. Semilaminatul obţinut la această cajă va fi refulat în calibrul cajei *17*. De forma calibrului cajei *12* depinde în mare măsură stabilitatea barei în timpul refulării în caja verticală. De aceea, s-a mărit unghiul de deschidere a aripilor de la 90 la 100°, deci corespunzător s-a micşorat unghiul α de la 45 la 40°. În acelaşi timp s-a păstrat egalitatea:

$$l_{mx} = l'_{mx} \quad (12)$$

în care:

l_{mx} este lungimea liniei medii corespunzătoare dimensiunii x.

Dar:

$$l_{mx} = \frac{H_m}{\sin \alpha} + R_m \left(\alpha - \text{tg}\ \frac{\alpha}{2}\right) \quad (13)$$

în care:

$$H_m = H + \frac{h}{2} - \frac{h}{2 \sin \alpha} \quad (14)$$

$$R_m = R + \frac{h}{2} \quad (15)$$

Ţinînd seamă de egalitatea (12) se va calcula înălţimea H în noile condiţii (pentru $\alpha = 40°$).

Din relaţia (13) se obţine:

$$H_m = \left[l_{mx} - R_m \left(\alpha - \text{tg}\ \frac{\alpha}{2}\right)\right] \sin \alpha, \quad (16)$$

iar din relaţia (14), se determină H, adică:

$$H = H_m - \frac{h}{2} + \frac{h}{2 \sin \alpha} \quad (17)$$

Pentru determinarea proiecţiei pe orizontală a linii medii se va folosi relaţia:

$$B = X + (l_m - l_{mx}) \quad (18)$$

Determinarea valorii lungimii linii medii pentru acest calibru se va face cu ajutorul relaţiei:

$$l_m = l'_m \frac{l}{\eta} \quad (19)$$

în care: η este coeficientul de reducere a lungimii aripii.

Calibrul cajei 11. Pentru calculul unghiului la acest calibru se va folosi relaţia:

$$\alpha = \alpha' \frac{H}{H'} \quad (20)$$

Utilizînd relaţiile: (2), (3), (7), (10), (11), (13), (14), (15) şi (18), se vor determina şi celelalte dimensiuni necesare construirii calibrului. Calculul lăţirii în calibrele cajelor *11* şi *12* s-a făcut cu ajutorul relaţiei lui Bahtinov:

$$\Delta b = 1{,}15 \frac{\Delta h}{2h} \left(\sqrt{R \Delta h} - \frac{\Delta h}{2f}\right)$$

în care: R este raza de lucru a cilindrului; f — coeficientul de frecare dintre bară şi cilindru.

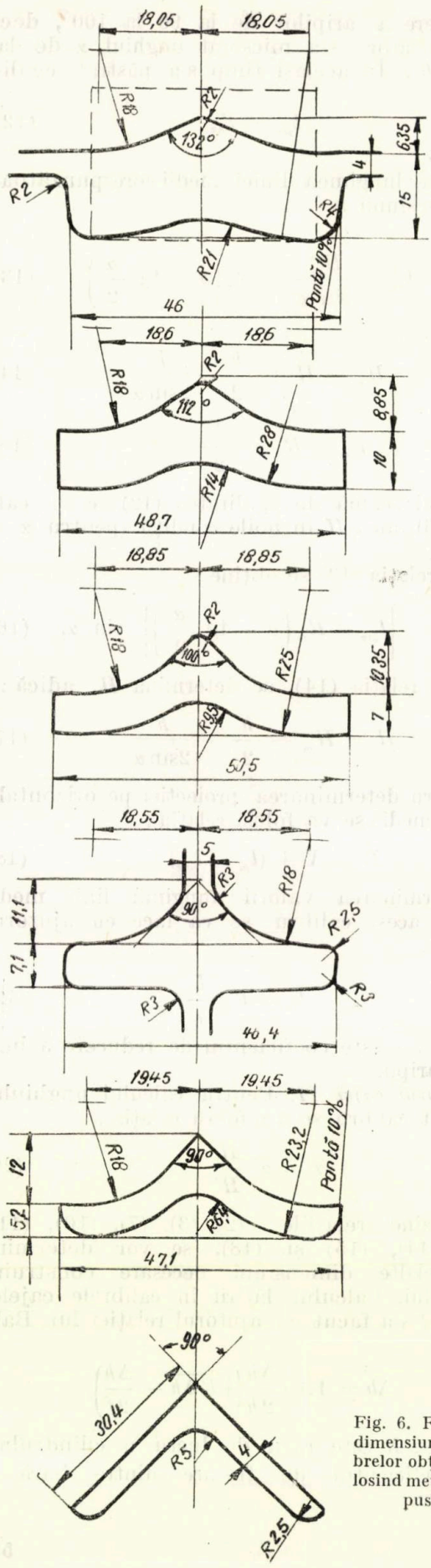


Fig. 6. Forma şi dimensiunile calibrelor obţinute folosind metoda propusă.

Valorile obţinute cu această relaţie sînt foarte apropiate de cele obţinute practic la laminorul respectiv.

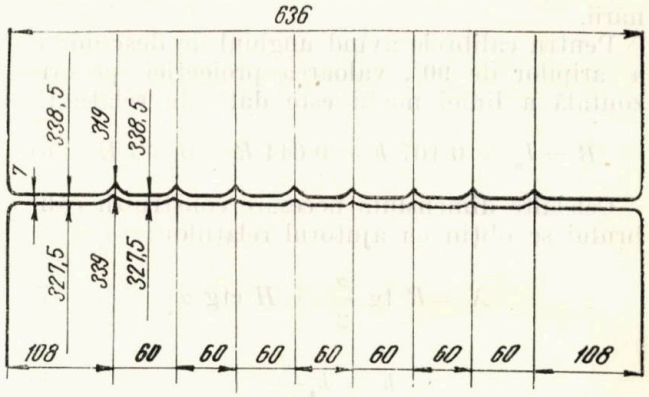


Fig. 7. Tăblia de lucru a cilindrilor la care s-au eliminat cordoanele.

Calibrul cajei 10. Pentru calculul dimensiunilor acestui calibru se vor folosi aceleaşi relaţii ca la calibrul cajei *11*. Acest calibru este cu lăţire limitată, avîndu-se în vedere faptul că este primul calibru fasonat şi deci este necesară o centrare cît mai precisă a barei priză, care se lamineză în acest calibru.

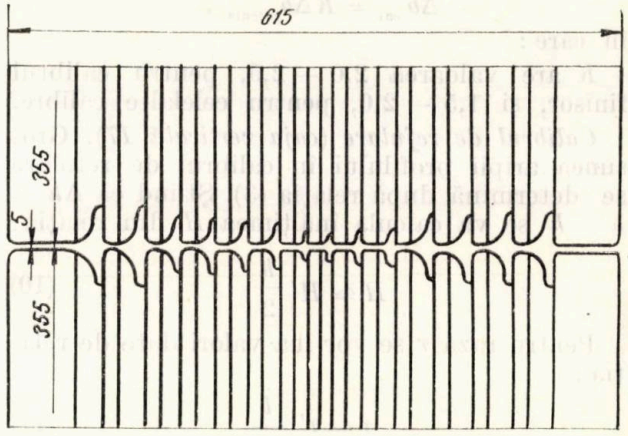


Fig. 8. Amplasarea, la caja verticală, pe o singură garnitură, a întregii game de corniere.

Cu ajutorul metodei prezentate s-au determinat dimensiunile calibrelor pentru cornierul L 30 × 30. Rezultatele calculelor de calibrare, pentru profilul L 30 × 30, sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Nr. cajei	h, mm	H, mm	x, mm	B, mm	l_m, mm	$\frac{\Delta b}{2}$, mm	α, grade	R_m, mm	r, mm
20	4	—	—	—	28,4	1,25	—	—	5
18	5,2	12	19,45	23,55	27,15	0,91	45	20,6	6,4
17	7,1	11,1	18,55	23,2	26,24	−1,76	45	21,55	—
12	7,0	10,35	18,85	25,25	28	1,7	40	21,5	9,5
11	10	8,85	18,6	24,35	26,3	2,3	34	23	14
10	15	6,35	18,05	23	24	3,5	24	25,5	21

Forma şi dimensiunile calibrelor obţinute sînt prezentate în figura 6.

Laminarea cornierului L 30 × 30, după calibrarea propusă, a dus la următoarele avantaje: utilizarea mai raţională a tăbliei de lucru a cilindrilor prin eliminarea cordoanelor (fig.7); posibilitatea amplasării la caja verticală pe o singură garnitură a întregii game de corniere din sortimentul acestui laminor (fig. 8); posibilităţi sporite de reglare a dimensiunilor profilului; umplerea muchiilor profilului finit; reducerea timpului necesar reglărilor şi, ca urmare, o creştere a productivităţii; lipsa pericolului de supraumplere a calibrelor şi de formare a bavurilor; reducerea consumului de energie, datorită micşorării forţelor de frecare în calibrele deschise.

Probele de laminare efectuate au demonstrat că diferenţele dintre lungimile celor două aripi sînt minime, chiar la diferenţe mari între cele două aripi ale semilaminatului obţinut din caja *10*. La o diferenţă de 3—4 mm între lungimile celor două aripi ale semilaminatului obţinut din caja *10*, diferenţa dintre lungimile aripilor profilului finit a fost de numai 0,3 — 0,5 mm.

Concluzii

La laminorul de profile mici de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, laminarea oţelului cornier cu o calibrare în calibre cu lăţire limitată a fost înlocuită cu laminarea cu calibre de refulare pe caja verticală *17* a trenului finisor şi cu calibre cu lăţire liberă la cajele *11* şi *12*.

Datorită existenţei calibrelor cu lăţire liberă noua calibrare permite o reglare mai uşoară a cilindrilor, concomitent cu o mai bună utilizare a tăbliei acestora. De asemenea utilizarea calibrului de refulare la caja verticală de la trenul finisor asigură oprirea cîmpului de reglare a lungimii aripilor profilului, asigurîndu-se în acelaşi timp o mare stabilitate a dimensiunilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Satki V. A. şi Kostiucenko M. I. *Laminarea cornierelor la laminorul continuu de profile fine.* Industria metalurgică, I. D. T., nr. 8, 1963.

[2] Şternov M. M. *Kalibrovka uglovoi stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[3] Suppo U. *Teoreticeskie osnovi kalibrovki ravnobokih i neravnobokih ugolkov. Kalibrovka prokatnîh valkov.* Moscova, Metallurghia, 1965.

[4] Bahtinov B. P. *O metodă mai exactă de calcul al calibrajului pentru corniere.* Oţelul, I. D. T. nr. 5, 1960.

Utilizarea noțiunii de carbon echivalent în fabricarea tablelor groase slab aliate

Ing. I. FRANȚIU, ing. ȘT. NOVAC, dr. ing. R. FISCHGOLD, ing. N. LAIU, ing. M. HECK, ing. G. RADU și matem. D. DUȚĂ
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669-41 : 669.15 – 194. 2

L'UTILISATION DE LA NOTION "CARBONE ÉQUIVALENT" DANS LA FABRICATION DES TÔLES ÉPAISSES FAIBLEMENT ALLIÉES

On définit la notion de carbone équivalent et l'on présente quelques formules, proposées dans la littérature de spécialité ainsi que des rapports etablis pour être appliqués dans la fabrication des tôles épaisses, faiblement alliées.

En partant de la différenciation des relations qui correspondent à la caractéristique mécanique à laquelle elles devront être appliquées, on met en évidence les possibilités offertes par l'utilisation du carbone équivalent lors de la rationalisation du programme de la production ainsi que pour l'amélioration du processus technologique.

Basé sur les recherches concernant l'interprétation de certaines données obtenues au cours de l'exploitation, on tire les conclusions qui s'imposent pour l'utilisation efficiente du carbone équivalent, on montre les aproximations de son application ainsi que les simplifications réalisables à l'échelle industrielle courante combinées avec l'automatisation des opérations de calcul.

UTILIZATION OF "EQUIVALENT CARBON" CONCEPT IN LOW-ALLOY PLATS PROCESSING

Equivalent carbon concept is defined and several reference formulas are presented, as well as their particular utilization for low-alloy plate processing.

Starting from differentiation of proposed relations, with respect to the mechanical characteristics in view, utilization possibilities of equivalent carbon in production programming rationalization and in technological process improving are emphasized.

Based on shop-data processing conclusions are drawn as regards efficient utilization of equivalent carbon and its limitations; obtainable simplifications on usual industrial scale, including computerization, are presented as well.

Scopul lucrării de față este scoaterea în evidență a aspectelor și avantajelor care pot fi legate de aplicarea noțiunii de carbon echivalent în practica laminoarelor de tablă groasă. Carbonul echivalent, notație prescurtată C_e, este un indicator care caracterizează prin valoarea sa un aliaj feros în ceea ce privește legătura dintre compoziția chimică a acestuia și anumite proprietăți importante pentru utilizarea sa rațională în construcția de mașini. În cazul oțelurilor slab aliate, laminate în table groase, aceste proprietăți sînt în principal sudabilitatea și caracteristicile fizico-mecanice. Așadar, valoarea carbonului echivalent exprimă sintetic rezultanta influenței pe care o au diferitele elemente din compoziția chimică, în raport cu conținuturile lor, asupra proprietăților menționate.

Carbonul echivalent, în forma cea mai simplă, se exprimă printr-o relație cu mai mulți termeni, fiecare din aceștia cuprinzînd conținutul unuia din elementele componente (determinat prin analiză chimică) înmulțit cu un coeficient, corespunzător proprietății la care se referă indicatorul. Forma generală a relației este:

$$C_{ei} = C \cdot x + Mn \cdot y + \ldots\ldots + E \cdot z + u, \quad (1)$$

unde:

C, Mn .... E sînt conținuturile elementelor de aliere, %;

x, y, z, u — coeficienții constanți sau variabili;

C_{ei} — carbonul echivalent al caracteristicii urmărite, simbolizată prin indicele i.

În mod logic se impune ca fiecare din principalele caracteristici urmărite să aibă un carbon echivalent propriu, deoarece fiecare din elementele componente influențează fiecare caracteristică în mod diferit ca intensitate și uneori ca sens de variație.

Cea mai mare răspîndire a găsit-o carbonul echivalent pentru aprecierea sudabilităţii şi a măsurilor care trebuie să se ia pentru micşorarea durităţii zonelor influenţate termic la sudare evitînd fragilizarea, care periclitează integritatea construcţiei sudate. Numărul mare de variante ale formulelor empirice de carbonuri echivalente pentru sudabilitate din publicaţiile tehnice se datorează faptului să problema este complexă şi încă insuficient cercetată, astfel că autorii lor propun valori diferite pentru coeficienţii care afectează conţinuturile elementelor de aliere, iar uneori chiar semne diferite. Astfel, de exemplu, coeficientul conţinutului de siliciu are în general semnul + (plus) [12], dar şi semnul — (minus) [10], iar în alte cazuri termenul cu siliciu lipseşte [9] (formula din STAS 7194—65).

Numeroase cercetări au fost concretizate în formule empirice de forma relaţiei generale [1], cu scopul de a servi la determinarea anumitor caracteristici mecanice ale oţelurilor carbon şi slab aliate, în general ferito-perlitice, în stare laminată sau normalizată, ţinînd seamă: fie de conţinutul elementelor componente şi de grosimea produsului [2], [3], [4], [10], fie de proporţia de perlită, de influenţa soluţiilor solide ale elementelor de aliere în fierul α şi de mărimea grăuntelui de ferită [6], fie de distanţa interlamelară a perlitei şi de mărimea grăuntelui de ferită [7].

În fabricaţia tablelor groase la unele uzine, alegerea compoziţiei chimice a lingourilor din oţel carbon şi slab aliat, cu scopul de a obţine cît mai sigur caracteristicile mecanice prescrise pentru table laminate, se face în funcţie de grosimea laminată, ţinînd seama de anumite valori stabilite practic pentru conţinutul elementelor C, Mn şi Si. Alte uzine se bazează în această alegere pe valoarea obţinută, însumînd conţinuturile acestor elemente înmulţite cu cîte un coeficient, sume asimilabile în fond cu valoarea unui carbon echivalent. Exemple de asemenea formule empirice sînt următoarele [1]:

a. pentru oţelurile carbon:

$$C_{e_1} = C + \frac{1}{3}Mn \qquad (2)$$

$$C_{e_2} = C + \frac{1}{4}Mn \qquad (3)$$

b. pentru oţelurile slab aliate:

$$C_{e_3} = C + \frac{1}{4}Mn + \frac{1}{10}Si \qquad (4)$$

$$C_{e_4} = C + \frac{1}{4}(Mn + Si + Cr) \qquad (5)$$

Trebuie să se menţioneze faptul că formulele utilizate şi valorile prescrise pentru selecţionarea oţelurilor diferă de la uzină la uzină. Astfel, de exemplu [1]:

a. În cazul tablelor laminate din oţel carbon calmat sînt prescrise următoarele valori pentru C_{e_1}:

0,27 — 0,35 la grosimile 6 — 9 mm la uzina *A*;

0,29 — 0,30 la grosimile 6 — 7 mm la uzina *Y*.

b. În cazul tablelor laminate din oţel slab aliat (marca 15 SND — GOST 5058) sînt prescrise următoarele valori pentru C_{e_3}:

0,29 — 0,41 pentru grosimile sub 16 mm la uzina *P*;

0,29 — 0,36 pentru grosimile sub 16 mm la uzina *K*;

0,32 — 0,43 pentru grosimile peste 16 mm la uzina *P*;

0,32 — 0,38 pentru grosimile peste 16 mm la uzina *K*.

Avantajele şi economia, realizabile prin utilizarea tablelor din oţeluri slab aliate, sînt cercetate comparînd rezistenţele şi limitele de curgere în stare normalizată şi îmbunătăţită într-o diagramă avînd ca abscisă valoarea carbonului echivalent, calculată cu relaţia următoare, care este de fapt formula prescrisă de registrul naval britanic (Lloyd's Register of Shipping) pentru caracterizarea sudabilităţii [9]:

$$C_{e_5} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \qquad (6)$$

Diversitatea formulelor propuse pentru calculul carbonului echivalent cu destinaţii diferite dovedeşte, printre altele, că influenţa şi interacţiunea influenţelor exercitate de elementele din compoziţia chimică a oţelului în diferite stări ale acestuia (laminat sau tratat termic) sînt insuficient cercetate şi cunoscute în prezent; aceasta dovedeşte de asemenea că la influenţa acestor factori se mai poate adăuga influenţa condiţiilor specifice de lucru la elaborare şi laminare ale uzinelor, care, în general, nu sînt exprimabile prin valori numerice simple.

De această situaţie se leagă şi precizia mărimilor calculate cu formulele propuse şi, implicit, valoarea lor orientativă pentru luarea unei decizii. În rezumat, această precizie depinde în linii mari de:

— exactitatea cu care au fost determinaţi şi fidelitatea cu care au fost înregistraţi factorii luaţi în considerare;

— admiterea simplificată a variaţiei liniare pentru caracterizarea influenţei acestor factori şi a interacţiunii lor;

— omiterea voită sau din necunoaştere a unor factori greu sesizabili.

Dezvoltarea producţiei tablelor groase din oţeluri slab aliate sudabile este însoţită de

înmulţirea progresivă a mărcilor de oţel asimilate în fabricaţie în toate ţările cu industrie siderurgică puternică şi, în prezent, şi în ţara noastră. În alegerea mărcilor de oţel şi, în cadrul acestora, a şarjelor de oţel cu compoziţie chimică adecvată, pentru a obţine cu probabilitate ridicată caracteristicile mecanice prescrise ale tablelor de diferite grosimi cu destinaţii cunoscute, noţiunea de carbon echivalent şi formulele empirice pe care se bazează, utilizate cu discernămînt, pot fi de un real folos practic, cu toate aproximările impuse de situaţia prezentată.

Urmărind acest scop şi avînd în faţă diversitatea formulelor apărute în literatură, fără a cunoaşte metoda şi condiţiile care au stat la baza stabilirii lor, autorii lucrării de faţă şi-au propus să stabilească relaţii proprii de carbonuri echivalente. Acestea urmează să servească în calculele matematice statistice la determinarea unor relaţii de regresie între parametrii mai importanţi ai procesului de laminare, potrivit cu condiţiile de lucru ale laminorului de tablă groasă (L.T.G.) de la Combinatul siderurgic din Galaţi (C.S.G.) şi să ajute, de asemenea, la interpretarea justă şi la valorificarea rezultatelor de exploatare.

La stabilirea relaţiilor pentru calculul carbonurilor echivalente s-a plecat de la unele diagrame publicate în literatura de specialitate. Aceste diagrame reprezintă, într-o variaţie liniară, influenţa conţinutului diverselor elemente componente (între limite relativ restrînse de conţinut) asupra mărimii caracteristicilor mecanice ale unui oţel cu 0,16 %C.

În figura 1 sînt reprezentate diagramele pentru rezistenţa de rupere la tracţiune şi limita de curgere, iar în figura 2, diagramele privind alungirea şi gîtuirea relativă [4].

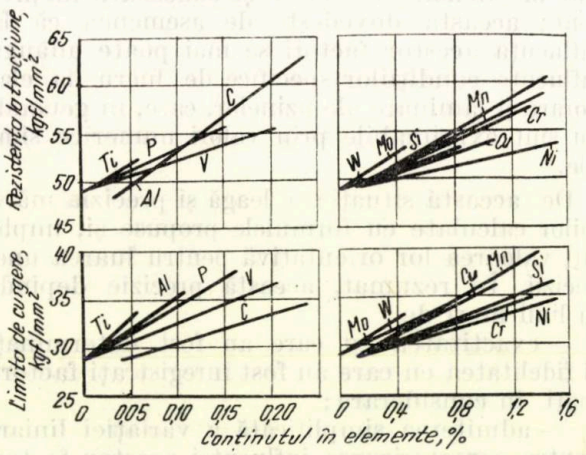


Fig. 1. Variaţia limitei de curgere şi a rezistenţei la tracţiune în funcţie de conţinutul elementelor componente.

S-au determinat coeficienţii unghiulari ai dreptelor de regresie corespunzătoare elementelor componente; aceştia s-au raportat la coeficientul unghiular al elementului carbon, obţinînd coeficienţii numerici din relaţiile de mai jos, stabiliţi pentru caracteristicile mecanice menţionate, şi anume:

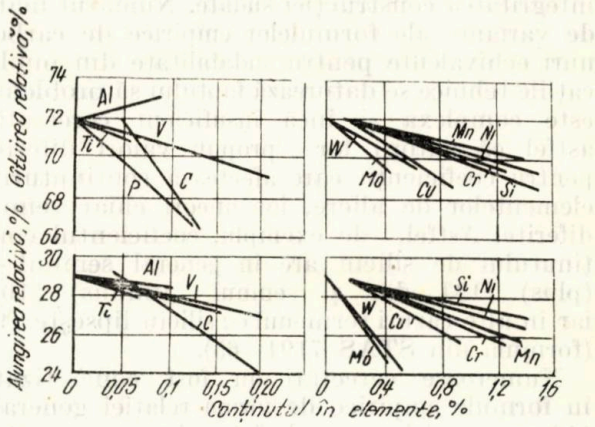


Fig. 2. Variaţia alungirii şi a gîtuirii în funcţie de conţinutul elementelor componente.

— pentru limita de curgere:

$$C_{ec} = C + \frac{Mn}{3,5} + \frac{Si}{6} + \frac{P}{0,5} + \frac{Cr}{5,5} + \frac{Ni}{7} + \frac{Mo}{3} + \frac{Cu}{3,5} + \frac{Al}{0,5} + \frac{V}{0,8} + \frac{Ti}{0,3} + \frac{W}{4,5} \quad (7)$$

— pentru rezistenţă:

$$C_{er} = C + \frac{Mn}{10} + \frac{Si}{8} + \frac{P}{2} + \frac{Cr}{6,5} + \frac{Ni}{25} + \frac{Mo}{8} + \frac{Cu}{14} + \frac{Al}{10} + \frac{V}{2,2} + \frac{Ti}{1,3} + \frac{W}{14} \quad (8)$$

— pentru alungire:

$$C_{ea} = C + \frac{Mn}{13} + \frac{Si}{16} + \frac{P}{3} + \frac{Cr}{11} + \frac{Ni}{21} + \frac{Mo}{3,2} + \frac{Cu}{8} + \frac{Al}{5,7} + \frac{V}{3,2} + \frac{Ti}{3} + \frac{W}{3,6} \quad (9)$$

— pentru gîtuire:

$$C_{ez} = C + \frac{Mn}{38} + \frac{Si}{25} + \frac{P}{1,4} + \frac{Cr}{28} + \frac{Ni}{29} + \frac{Mo}{10} + \frac{Cu}{14} - \frac{Al}{5} + \frac{V}{4,5} + \frac{Ti}{3} + \frac{W}{15} \quad (10)$$

unde simbolurile elementelor C, Mn, Si etc. reprezintă conţinutul lor în %, determinat la analiza chimică a oţelului.

Valabilitatea relaţiilor se extinde asupra limitelor maxime următoare ale conţinuturilor elementelor componente: 0,20% C; 1,60% Mn; 1,20% Si; 1,30% Cr; 1,00% Ni; 0,80% Cu; 0,05% V; 0,05% Ti; 0,15% P; 0,40% W; 0,40% Mo.

Datele înregistrate în exploatare la L.T.G. — C.S.G. accesibile pentru prelucrarea matematică statistică sînt în prezent următoarele:

— compoziţia chimică a şarjelor de oţel, utilizată pentru calculul carbonurilor echivalente cu ajutorul relaţiilor (7) — (10);

— grosimea tablelor laminate a, mm;

— starea tablelor laminate cu răcire în aer, răcite după laminare prin stropire cu apă, normalizate, revenite, călite şi revenite;

— temperatura de sfîrşit de laminare, T_f;

— caracteristicile mecanice determinate în laborator:

R_c, R, A_5, Z, KCU şi KV.

Între factorii menţionaţi, exprimabili numeric, se pot stabili, în funcţie de datele luate în consideraţie, relaţii de regresie multiplă şi simplă avînd următoarele forme generale:

$$CM = A \cdot C_{ei} + B \cdot a + D \cdot T_f + E \quad (11)$$

$$CM = A \cdot C_{ei} + B \cdot a + E \quad (12)$$

$$CM = A \cdot C_{ei} + D \cdot T_f + E \quad (13)$$

$$CM = A \cdot C_{ei} + E \quad (14)$$

$$CM = B \cdot a + E \quad (15)$$

unde:

CM este caracteristica mecanică;

C_{ei} — carbonul echivalent adecvat caracteristicii mecanice ($i = c, r, a$ sau z, după cum se referă la R_c, R, A_5 sau Z, KCU şi KV);

a — grosimea tablei laminate, mm;

T_f — temperatura finală de laminare, °C;

A, B, D şi E — coeficienţii numerici.

Se studiază relaţiile de gradul întîi deoarece relaţiile de grad superior, în condiţiile de lucru actuale, sînt complicate pentru rezolvări operative în practică.

În scopul de a stimula interesul pentru noţiunea de carbon echivalent, se dau cîteva exemple de probleme rezolvate cu ajutorul ei şi la care poate fi aplicată cu folos.

1. S-a plecat de la 55 cazuri înregistrate la laminarea şi la determinarea caracteristicilor mecanice ale unor table de 10, 20 şi 30 mm grosime din oţel marca 10 M 16 (STAS 6928—64, echivalent cu marca 09 G 2 din GOST 5058—65 şi GOST 5521—67), în stare laminată, şi s-au determinat relaţii de regresie de forma (12) pentru principalele caracteristici mecanice (R, R_c şi A_5), prin prelucrarea datelor la maşina electronică de calcul tip Elliott 803 a Combinatului siderurgic din Hunedoara.

Pentru calculul rezistenţei în funcţie de compoziţia chimică s-au ales două formule apărute în publicaţii mai recente, şi anume: formula propusă de Quest şi Washburn [2], [3] şi cea publicată de Mihalev [4]. Aceste formule, aplicate la cazurile menţionate, au fost comparate cu rezultatele obţinute aplicînd relaţia de regresie stabilită de autorii lucrării de faţă. Rezultatele obţinute cu relaţia de regresie stabilită la ICEM s-au dovedit mai bune, prin faptul că diferenţa dintre valoarea medie a încercărilor şi cea calculată a fost de —1,5 kgf/mm², faţă de +3,2 şi —4,3 kgf/mm² cît s-a obţinut folosind formulele din literatură; de asemenea, abaterile standard au fost de 2,3 la relaţia ICEM, faţă de 3,7 şi 4,3 la relaţiile luate din literatură [8].

Aceste rezultate justifică preocuparea de a stabili relaţii proprii adecvate condiţiilor de lucru locale, prin faptul că acestea sînt stabilite pe baza prelucrării datelor înregistrate în exploatarea proprie, la care se şi aplică.

2. Într-o etapă următoare, laminarea tablelor din oţel marca 10 M 16 s-a făcut în aceleaşi condiţii ca în prima etapă, cu deosebirea că răcirea după laminare şi înainte de planare s-a făcut aplicînd o stropire cu apă, în timp ce în etapa precedentă — cu datele căreia s-au stabilit relaţiile de regresie — răcirea s-a făcut mai încet, în aer, pe calea cu role.

Aplicînd, la tablele laminate în etapa a doua, relaţiile stabilite în etapa precedentă, s-a constatat că în mod regulat valoarea medie a caracteristicilor mecanice, obţinută la încercarea în laborator, a fost mai mare decît valoarea calculată, cu o diferenţă superioară intervalului de încredere. Acest lucru arată că schimbarea modului de răcire, deci a tehnologiei în etapa a doua, a avut ca urmare îmbunătăţirea caracteristicilor mecanice.

3. Cu ajutorul datelor culese la laminarea şi normalizarea unor table de 16,25 şi 40 mm grosime, obţinute din opt şarje de cîte 60 t, oţel simbolizat cu notaţia 17 M 13 V (similar cu oţelul marca OL 52. 4 B şi ICEM 49 — 13), s-au stabilit, cu ajutorul carbonului echivalent şi prin prelucrări matematice — statistice, relaţii de regresie de forma relaţiilor (11) — (14), pentru condiţiile de lucru ale L.T.G. — C.S.G.

Relaţiile de forma (11) au fost utilizate pentru cercetarea mărimii şi sensului influenţei pe care o exercită factorii urmăriţi asupra caracteristicilor mecanice în stare laminată şi în stare normalizată a tablelor. În acest scop, s-a procedat în felul următor:

În relaţiile de forma (11) au fost introduşi, pentru cercetarea mărimii şi sensului influenţei care o exercită, factorii urmăriţi şi anume valorile medii ale acestora: carbonul echivalent, grosimea tablelor şi temperatura de sfîrşit de laminare. S-au calculat valorile termenilor în care figurează factorii menţionaţi şi s-au adunat valorile lor absolute, împreună cu constanta relaţiei, obţinînd o sumă. S-a

admis orientativ că influenţa factorilor consideraţi este caracterizată cantitativ de participaţia procentuală a termenului respectiv în această sumă, iar ca sens de influenţare, de semnul algebric al termenului în relaţia considerată.

În raport cu participaţia procentuală şi cu semnul lor, factorii au fost calificaţi în felul şi cu notările din tabela 1.

Tabela 1

Participaţie, %		Creştere (semnul +)		Scădere (semnul −)	
de la	pînă la	notare	calificare	notare	calificare
0	10	(+)	foarte slabă	(−)	foarte slabă
11	35	+	slabă	−	slabă
36	65	++	moderată	−−	moderată
66	90	+++	puternică	−−−	puternică
91	100	≠	foarte puternică	==	foarte puternică

Cu notaţiile din tabela 1 s-a întocmit tabela 2, în care se prezintă influenţa creşterii factorilor care pot fi urmăriţi în exploatare la L.T.G. — C. S. G. asupra mărimii caracteristicilor mecanice ale tablelor în stare laminată şi normalizată. Se observă că influenţele mai însemnate sînt exercitate de carbonul echivalent, adică de compoziţia chimică şi de temperatura de sfîrşit de laminare. Influenţa grosimii tablelor este relativ slabă. Parametrii nenominalizaţi au şi ei o influenţă însemnată, ceea ce arată că cercetarea în vederea precizării influenţei lor ar fi utilă. Printre parametrii nenominalizaţi se pot număra: viteza de răcire după laminare, coroiajul laminării, mărimea reducerilor pe treceri, mărimea grăuntelui ereditar ş.a.

Tabela 2

Starea tablelor: L – laminată N – normalizată	Caracteristicile mecanice ale tablelor	Influenţa creşterii, în intervalul cercetat, a parametrilor nominalizaţi			Influenţa parametrilor nenominalizaţi
		carbonul echivalent, %	grosimea tablelor, mm	T_f – temperatura de sfîrşit de laminare, °C	
L	R_c	++	(−)	+	−
N	R_c	+	(−)	++	−−
L	R	+++	(−)	(−)	(−)
N	R	+	(−)	++	−−
L	A_5	−−	(−)	+	+
N	A_5	−	(−)	−	++
L	Z	++	(+)	−−	+
L	K_1(+20°C)	++	(−)	−−	(+)
N	K_1(+20°C)	−	(+)	−	++
L	K_2(−24°C)	++	(−)	−	+
L	K_3(−40°C)	+	(−)	−−	++
N	K_3(−40°C)	−	+	−	++
L	K_4(maturizat)	+	(−)	−−	+
N	K_4(maturizat)	−−	(+)	++	+

În ceea ce priveşte influenţa carbonului echivalent, ea este mai puternică la tablele în stare laminată, în timp ce temperatura de sfîrşit de laminare are o influenţă mai însemnată asupra rezistenţei şi limitei de curgere în starea normalizată a tablelor. Creşterea grosimii tablelor are o influenţă pozitivă numai asupra gîtuirii în stare laminată şi a rezilienţei în stare normalizată.

4. Dintre relaţiile de regresie simplă cu doi termeni, stabilite cu datele experimentărilor menţionate la punctul 3, s-a ales ca exemplu relaţia de forma (14), pentru rezilienţă la +20° C/K (+20 °C), ea reprezentîndu-se pentru tablele în stare laminată şi în stare normalizată în figura 3.

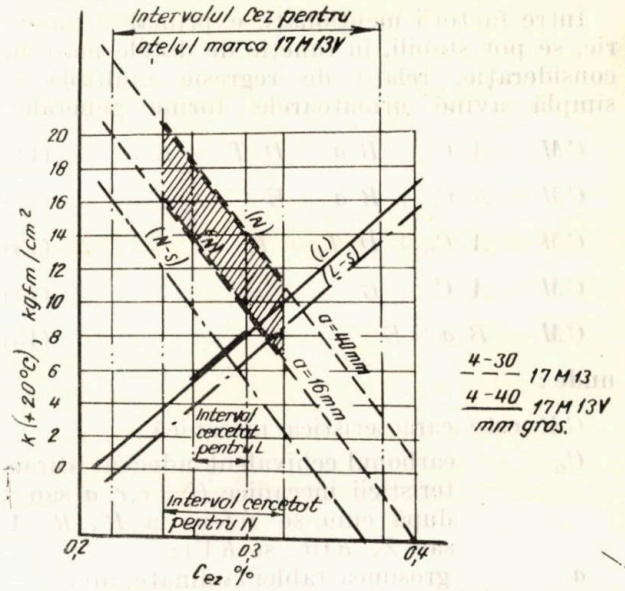


Fig. 3. Variaţia rezilienţei la + 20°C în funcţie de C_{ez} : L — tablă în stare laminată ($K_1 = 87\ C_{ez} - 18$); N — tablă în stare normalizată ($K_1 = 46 + 0{,}2\ a - 133\ C_{ez}$).

Liniile notate L şi N corespund valorilor medii în stare laminată, respectiv normalizată, iar liniile notate L-s şi N-s, de exemplu, sînt trasate sub linia medie la o distanţă egală cu eroarea medie pătratică ce corespunde relaţiilor de regresie respective. Aceasta înseamnă că, deasupra acestor din urmă linii se situează statistic circa 84% din cazuri. Dacă s-ar trasa o linie la o distanţă egală cu de două ori eroarea medie pătratică, deasupra acestei linii s-ar situa statistic circa 97,5% din cazuri. În felul acesta, relaţiile de regresie stabilite şi diagramele trasate permit determinarea orientativă a carbonului echivalent, adică a compoziţiei chimice a oţelului, care asigură realizarea nivelului minim prescris pentru valoarea caracteristicii mecanice şi, alternativ, determinarea valorii minime a caracteristicii mecanice care poate fi realizată cu probabilitate statistică de 84 sau 97,5%, dintr-un oţel cu o compoziţie chimică dată, aplicînd tehnologia care a stat la baza determinării diagramelor respective.

5. Pentru a preîntîmpina observaţia eventuală că utilizarea noţiunii de carbon echivalent, concretizată în formule adecvate pentru fiecare proprietate sau caracteristică a oţelului, după cum s-a arătat, este legată de calcule laborioase, în cazul cînd urmează să se aplice în practica unei uzini ca L.T.G.—C.S.G. care prelucrează zilnic un mare număr de şarje şi calităţi de oţel, este suficient să se arate că executarea unor asemenea volume de calcul conform unor programe tip, adecvate pentru rezolvarea problemelor menţionate, nu prezintă nici o dificultate pentru maşinile moderne de calcul de felul acelora existente şi la C.S.G.

În concluzie, la consideraţiile făcute, la exemplele prezentate, aplicarea noţiunii de carbon echivalent în producţia tablelor groase din oţeluri slab aliate, sudabile, este recomandabilă datorită foloaselor reale pe care le poate aduce în conducerea raţională a procesului de abricaţie. Cu toate că relaţiile (7) — (10) destinate calculului carbonurilor echivalente, precum şi relaţiile stabilite cu ajutorul lor nu dau rezultate riguros exacte, prin faptul că se bazează pe date statistice şi sînt condiţionate de fidelitatea datelor utilizate, ele permit rezolvarea unei serii de probleme din care se menţionează următoarele mai importante :

— alegerea mărcilor de oţel şi, în cadrul acestora, a şarjelor de oţel cu compoziţie chimică optimă din punct de vedere tehnic şi economic pentru table cu destinaţii şi caracteristici cunoscute;

— stabilirea compoziţiei chimice, care în condiţii de lucru date asigură cu probabilitate ridicată realizarea caracteristicilor mecanice prescrise;

— aprecierea influenţei pe care o exercită modificările voite sau întîmplătoare în procesul tehnologic asupra caracteristicilor mecanice ale tablelor produse;

— aprecierea ponderii cu care factorii luaţi în consideraţie la stabilirea relaţiilor de regresie influenţează valoarea caracteristicilor mecanice în vederea îmbunătăţirii procesului de fabricaţie etc.

Cunoscînd dezvoltarea pe care o ia la L.T.G.—C.S.G. varietatea sortimentelor şi volumul producţiei de table din oţeluri slab aliate, aplicarea cu discernămînt a noţiunii de carbon echivalent la rezolvarea problemelor puse de practica exploatării din care au fost prezentate cîteva exemple, este bine să fie însuşită şi perfecţionată prin pregătirea condiţiilor de lucru şi utilizarea calculatoarelor electronice existente [11]. Utilizarea acestora, pentru valorificarea datelor de exploatare prin stabilirea relaţiilor de regresie necesare şi la aplicarea practică a acestor relaţii în programarea şi conducerea raţională a exploatării uzinale, este deosebit de utilă. Trebuie să se sublinieze cu tărie că premisa de bază pentru o reuşită deplină este valabilitatea datelor primare de la care se pleacă. Trebuie acordată toată atenţia pentru determinarea exactă, măsurarea precisă, evidenţa şi înregistrarea fidelă a factorilor din procesul de fabricaţie şi de control al calităţii. De asemenea, datele utilizate la prelucrare trebuie să fie în număr suficient de mare şi repartizate omogen pe intervalele dintre limitele extreme de variaţie. De altfel, această acţiune poate fi privită în acelaşi timp ca o etapă preliminară, importantă pentru trecerea într-un viitor apropiat la stăpînirea conducerii şi controlului procesului de fabricaţie a tablelor groase prin automatizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Prokatnoe proizvodstvo.* Spravocinik. Vol. II. Sub redacţia lui E. S. Rokotian, Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[2] Jaoul B. *Étude de la plasticité et application aux métaux.* Paris, Ed. Dunod, 1965.

[3] Constant A. *Les principes de base du traitement thermique des aciers.* Traitement thermique, nr. 19—23, 1966.

[4] Mihalev M. S. ş.a. Stal, nr. 10/1958, p. 942—946. *Nizkoleghirovanie stali vzamen uglerodistih.* Moscova, Sverdlovsk, Maşghiz, 1961. Stahl und Eisen, nr. 1, 1966.

[5] Jones D. *Modern developments in the streglhening of Steel.* Railway Steel Topics (U.S.C. — Sheffield), nr. 3, 1966, p. 24—29.

[6] Pickering F. B. şi colaboratorii. Iron and Steel Institute, Londra — Special Report, nr. 81, 1963, p. 10—20, Iron and Steel, 1965, nr. 3 şi 4; Industria metalurgică — Caiet Selectiv, I.D.T., nr. 9, 1965, p. 518—529 şi nr. 10, 1965, p. 567—572; Stahl und Eisen, nr. 2, 1966, p. 109—111.

[7] Tatsuro Kunitake. *On the yield strenght of quenched and tempered structures of low alloy steel.* Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, vol. 7, nr. 5, 1967, p. 254—262.

[8] * * * *Cercetări metalurgice — 1967.* O.D.P.T. — M.I.M., 1968.

[9] Lessels J. ş.a. *Advantages and economics of quenched and tempered weldable higstrength steel.* Journal of the Iron and Steel Institute, 1967, p. 249—256.

[10] Monthaluc G. ş. a. *Contribution à l'etude des aciers A. 52.* Revue de Métallurgie, nr. 2, 1967, p. 137—169.

[11] Cockayne J. R. ş. a. *Computer prediction of mechanical properties.* Railway steel topics (U. S. C. Scheffield), nr. 3, 1968, p. 10—18.

[12] * * * *Prescripţii WES (Welding Engineering Society) din Japonia.* Iron and Steel, nr. 11, 1966, p. 488—490 şi Biuleten M.Ce.M., S.S.S.R. nr. 6, 1967, p. 56.

Aspecte ale protecției muncii la mașinile de îndreptat țeavă de la Uzina metalurgică — Iași

Ing. C. MORARU și ing. E. LUNGU
Uzina metalurgică — Iași

CZ 621. 774. 68 :614.8

Necesitățile industriei constructoare de mașini au impus organizarea sectorului de finisare și perfecționare a tehnologiei de lucru pentru îndreptat țeava (care este de fapt una dintre cele mai pretențioase operații), la Uzina metalurgică — Iași.

Folosirea tipurilor de mașini existente în exploatare (18 SD, 15 SD și WMW) a ridicat multe probleme cu privire la respectarea măsurilor pe linie de protecție a muncii, măsuri care a fost necesar să fie luate în urma cerințelor practice de zi cu zi.

Dintre problemele mai importante care s-au ridicat în exploatare se menționează: amplasarea mai judicioasă a utilajului în fluxul tehnologic; zgomotul și vibrațiile produse de utilaje; poziția optimă a pupitrelor de comandă în raport cu mașinile și cu celelalte utilaje din flux, pentru asigurarea unei mai bune vizibilități; micșorarea efortului fizic depus de operatori pe durata celor trei schimburi; îmbunătățirea procesului tehnologic, întreținerea și reparația utilajelor; însușirea mai temeinică de către operatori a tehnologiei de îndreptare și dobîndire a deprinderilor în privința executării comenzilor.

Problemele enumerate, din punctul de vedere al protecției muncii, reflectă preocupările pe această linie a colectivului de la Uzina metalurgică — Iași.

Prin montarea în fluxul liniei de zincare a mașinii 15 SD pentru îndreptat țevi zincate s-a rezolvat una din cele mai grele probleme care producea în primul rînd încrucișări în fluxul tehnologic, imobilizarea podurilor rulante, a decovilelor de transport, blocarea căilor de acces și necesita oameni pentru urmărirea și efectuarea acestor munci, care astfel au fost complet înlăturate.

Prin descongestionarea suprafețelor productive, s-a asigurat în primul rînd o muncă mai ordonată și cu un randament mai bun, evitîndu-se astfel consumul suplimentar de manoperă și munca încordată datorită încrucișărilor în fluxul tehnologic.

Se constată că zgomotele și vibrațiile produse la mașinile de îndreptat deși sînt în limitele admise provoacă totuși, într-un grad ridicat, obosirea personalului de deservire.

Pe această linie s-au luat o serie de măsuri care au dus în primul rînd la diminuarea zgomotului ca, de exemplu:

— asigurarea unei rectilinități mai bune a țevilor după operațiile de reducere și răcire a lor, pe paturi;

— micșorarea jocului la cuplajele mecanice, la piesele în rotație și la diferitele ansambluri și subansambluri care vin în contact cu țeava care se îndreaptă și care pot produce vibrații dacă nu sînt bine fixate pe batiu sau montanți;

— dublarea operatorilor în schimburile de noapte, cînd gradul de oboseală este mai mare, și înlocuirea lor la pupitrele de comandă din două în două ore.

În continuare este prevăzut a se lua și alte măsuri, în special pentru protejarea operatorilor de la mașinile de îndreptat, prin confecționarea unor cabine izolate fonic, care să permită înlăturarea completă a zgomotelor de la aceste locuri de muncă.

Poziția optimă a pupitrelor de comandă, în raport cu mașinile de îndreptat și cu restul utilajelor din fluxul tehnologic, a fost rezolvată prin încercări practice, care au permis alegerea celei mai bune soluții care să asigure o vizibilitate perfectă și o comoditate în executarea comenzilor.

Aprofundarea amănunțită a acestei probleme a dus chiar la schimbarea pozițiilor unor comenzi de pe pupitrul de comandă ca, de exemplu: cheile de alimentare, butoanele de rabatare a capacelor la căile cu role etc., pentru a se ușura diferite operații în raport cu poziția corpului operatorului.

De asemenea, se preconizează ca, pentru mașina de îndreptat 18 SD, care alimentează simultan cele două baterii de șanfrenat țeavă, întrucît alimentarea se face prin comenzi electrice cu perii de contact și întrucît există posibilitatea ca datorită unor defecțiuni în timpul funcționării să se producă blocări pe căile de rulare, să se introducă un sistem temporizat care în momentul în care s-ar produce aceasta, tot în același timp să se oprească mașina de îndreptat și căile de rulare astfel, încît posibilitatea blocărilor să fie complet înlăturată.

Asimilarea producerii în țară și majoritatea chiar în uzină a reperelor care compun această mașină oferă posibilitatea efectuării la timp și în bune condiții a tuturor reparațiilor acestor mașini.

Contacte electrice pentru aparate de protecţie şi comutare

Ing. IOANA DIMITRESCU şi ing. C. DUMITRESCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 621.316.5 : 614. 825

Creşterea continuă a consumului de argint pentru executarea contactelor electrice pune din ce în ce mai pregnant problema găsirii unor materiale superioare din punct de vedere tehnico-economic, care să substituie total sau parţial argintul la execuţia elementelor de contact.

Datorită condiţiilor foarte variate de exploatare, materialele pentru contacte electrice pentru curent continuu de 200—500 A (12—240 V) şi pentru curent alternativ de 25—100 A (110—380 V) trebuie să îndeplinească următoarele condiţii principale [3], [6] : conductivitate electrică şi termică mare ; rezistenţă crescută la uzura determinată de arcul electric ; o bună rezistenţă mecanică ; rezistenţă de contact minimă ; tendinţă de sudare redusă a suprafeţelor active în contact ; preţ de cost scăzut.

Contactele de argint utilizate pe scară largă în România prezintă avantajul unei foarte ridicate conductivităţi electrice şi termice îmbinată cu o bună rezistenţă la coroziune. Ca material pentru contacte electrice, argintul are o serie de dezavantaje, printre care : tendinţă puternică de sudare a suprafeţelor active în contact ; uzură ridicată la arc electric ; rezistenţă mecanică scăzută ; preţ de cost foarte ridicat.

Ecruisarea superficială a contactelor de argint întrebuinţate la aparatele electrice de protecţie şi comutare executate în România reduce în mică măsură aceste dezavantaje, durata de utilizare a acestora rămînînd scăzută.

Din aceste motive, a apărut necesitatea folosirii unor aliaje cu baza de argint. Diagrama de echilibru a sistemului Ag—Cd este prezentată în figura 1 [1].

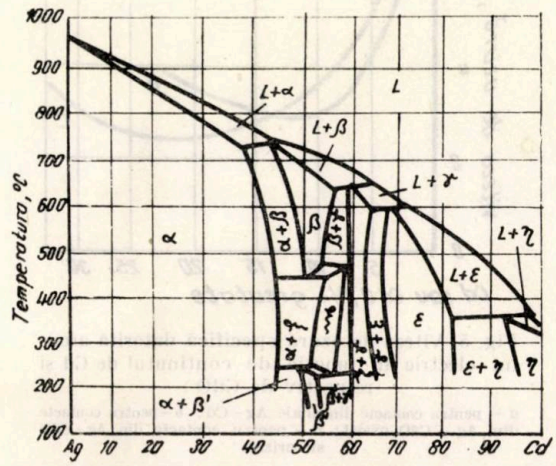


Fig. 1. Diagrama de echilibru Ag—Cd.

Solubilitatea cadmiului în argint în stare solidă este de 38,4 % la temperatura peritectică de 736°C, şi creşte la 42,6 % la 500°C şi la 43,2 % Cd la 300°C, pentru ca apoi să scadă puţin o dată cu scăderea temperaturii. Prin formarea acestei soluţii solide, aliajele Ag — Cd sînt mai dure şi mai rezistente decît argintul pur, dar conductivitatea electrică este mult redusă.

Aliajele de argint cu cîteva procente de cadmiu au calităţi bune pentru contactele electrice, dar pot fi utilizate numai pentru circuite de curenţi mici (~ 5A).

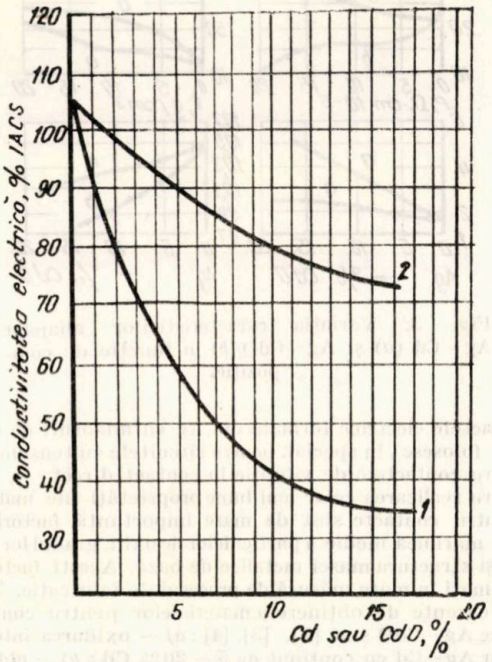


Fig. 2. Conductivitatea electrică în funcţie de % Cd sau % CdO :
1 — pentru aliaje Ag-Cd ; *2* — pentru aliaje Ag-CdO.

Pentru contacte electrice se fabrică şi numeroase tipuri de pseudoaliaje obţinute prin metoda metalurgiei pulberilor.

Contactele sinterizate din sistemul Ag-CdO se consideră astăzi cele mai adecvate din punct de vedere tehnic şi economic, în special pentru aparatele de protecţie a motoarelor şi de comutare. Cu toate acestea, astfel de materiale sînt puţin valorificate, probabil din ignorarea unora dintre proprietăţile lor.

Agregatele sinterizate de Ag—CdO prezintă avantajul unei conductivităţi electrice mai bune decît aliajele Ag—Cd, aşa cum se observă în figura 2 [3].

Prin prezenţa particulelor disperse de CdO în masa de Ag, proprietăţile de rezistenţă mecanică sînt îmbunătăţite, fără a scădea sensibil conductivitatea electrică, aşa cum rezultă din tabela 1 şi din figura 3 [1].

Avantajele contactelor Ag—CdO rezidă în rezistenţa scăzută de contact (mult mai mică decît pentru argintul pur), tendin-

ţa mai mică de sudare a suprafeţelor în contact, sensibilitatea mai mică la suprasarcini, în comparaţie cu celelalte contacte.

Tabela 1

Compoziţie	Greutate specifică, g/cm³	Duritate Vickers, HV	Conductivitate electrică, mΩ/mm²
Argint	10,49	20	62
Ag–CdO 6%	10,2	55,6–60	49–52
Ag–CdO 8%	10	65–70	46–49
Ag–CdO 10%	9,9	70–75	43–46
Ag–CdO 12%	9,7	75–80	38–41
Ag–SnO_2 5%	10,2	55–60	49–52
Ag–SnO_2 8%	10	65–70	46–49

Unii cercetători [3] au experimentat contacte sinterizate pe bază de Ag–ZnO şi Ag–SnO_2; stabilitatea termică mare a acestor oxizi poate determina o serie de avantaje la puteri de conectare mai ridicate. In tabela 1 sînt date şi unele caracteristici ale aliajelor Ag–SnO_2.

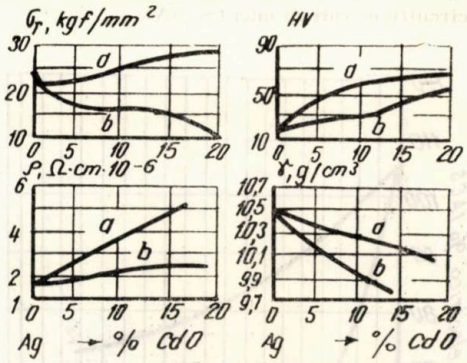


Fig. 3. Variaţia caracteristicilor aliajelor Ag–Cd (*a*) şi Ag–CdO (*b*) în funcţie de compoziţie.

Contactele electrice formate din Ag cu adaosuri de CuO şi PbO se folosesc, în special, pentru circuitele cu tensiune mică şi pentru contactele de vibraţie în contact direct.

Pentru realizarea celor mai bune proprietăţi ale materialelor pentru contacte sînt de mare importanţă factorii care privesc mărimea medie a particulelor de oxid, gradul lor de dispersie şi structura masei metalice de bază. Aceşti factori sînt determinaţi în mare măsură de procesul de fabricaţie. Tehnologiile curente de obţinere a materialelor pentru contactele electrice Ag–CdO sînt [2], [3], [4]: *a)* – oxidarea internă a aliajelor Ag–Cd cu conţinut de 5 – 20% Cd; *b*) – obţinerea contactelor Ag–CdO prin sinterizarea amestecului de pulberi de Ag şi CdO şi deformarea plastică ulterioară pentru compactizare, cu conţinut de 5–30% CdO.

În cadrul primului procedeu (*a*), duratele de menţinere pentru oxidarea particulelor de cadmiu depind, într-o primă analiză, de mărimea particulelor şi de condiţiile de obţinere (fig. 4); aceste durate sînt foarte lungi [7] şi cresc cu diametrul particulelor.

Obţinerea unor contacte electrice pe bază de Ag–CdO cu proprietăţi corespunzătoare este condiţionată de următoarele: particulele de CdO să fie distribuite uniform în masa de bază de argint [3]; diametrul particulelor de CdO să fie cuprins între 3 şi 4 μm; dimensiunea cristalelor de argint să fie pe cît posibil de mică; gradul de compactitate să fie înaintat.

Experimental, s-a constatat că elementele de contact obţinute prin metoda *a*) prezintă diametrul grăunţilor de circa 30 de ori mai mare decît cele obţinute în cazul metodei (*b*), densitatea, duritatea şi conductivitatea electrică fiind foarte puţin diferite [3].

Uzura specifică datorită arcului electric se determină cu ajutorul unei descărcări de curent maxim între doi electrozi ficşi, avînd ca sursă o baterie de condensatoare de 300 μF/10kV al cărei curent de descărcare cu oscilaţii foarte atenuate alimentează arcul electric (T_B = 0,7 μs). Intensitatea maximă a curentului din arc poate fi variată în trepte de la 60 la 130 kA.

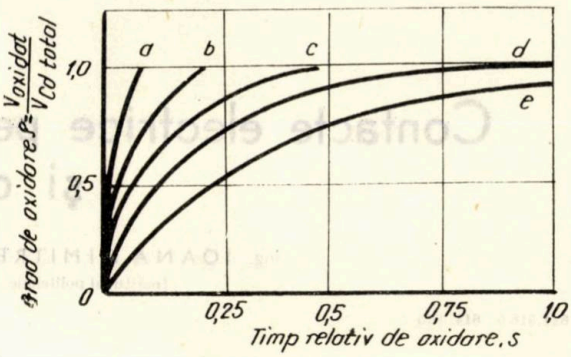


Fig. 4. Duratele relative de menţinere pentru oxidare în funcţie de diametrul particulelor:

a – pentru particule cu diametrul de 250 μm; *b* – pentru particule cu diametrul de 500 μm; *c* – pentru particule cu diametrul de 750 μm; *d* – pentru particule cu diametrul de 1 000 μm; *e* – calculat pentru tablă.

Suflajul magnetic poate fi neglijat. Rezultatele practice comparative ale unor experimentări [3] sînt arătate în figura 5.

Pierderile de material ale contactelor electrice, datorită arcului electric, sînt reprezentate în funcţie de conţinutul de CdO, respectiv de Cd. Dacă pierderile prin arc ale contactelor din argint sînt de aproximativ 12 g/kAs, ele scad la jumătate prin aliere cu 20% Cd, de circa patru ori la contactele obţinute prin aliere cu 10–12% Cd şi oxidare şi de circa şase ori la contactele sinterizate cu 15–17% CdO.

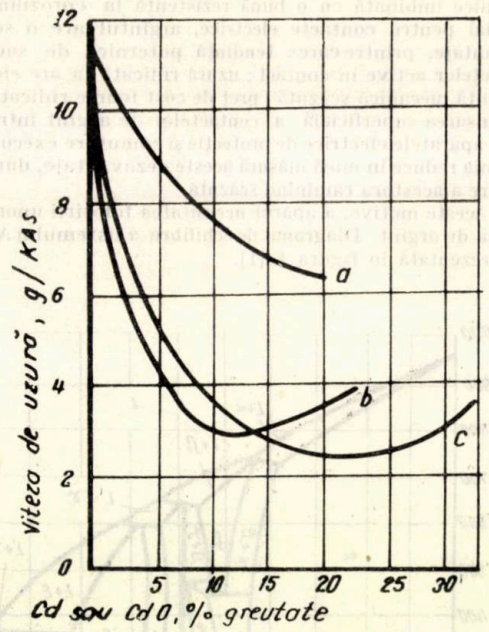


Fig. 5. Viteza de uzură specifică datorită arcului electric în funcţie de conţinutul de Cd şi respectiv de CdO:

a – pentru contacte din aliaje Ag–Cd; *b* – pentru contacte din Ag – CdO oxidat; *c* – pentru contacte din Ag–CdO sinterizat.

Curba pierderilor de material poate fi explicată astfel: în timpul oxidării probelor din Ag–CdO, obţinute prin aliere (*a*), particulele de CdO sînt dispersate riguros uniform în masa de bază numai la conţinuturi foarte mici de cadmiu. Forţele de legătură intercristaline sînt în acest caz mai mari decît la contactele obţinute prin sinterizare (*b*), de unde re-

zultă şi pierderi mai mici de material. La conţinuturi mărite de cadmiu, în timpul oxidării aliajului, particulele de CdO se adună preferenţial la limitele dintre grăunţii de argint, forţele

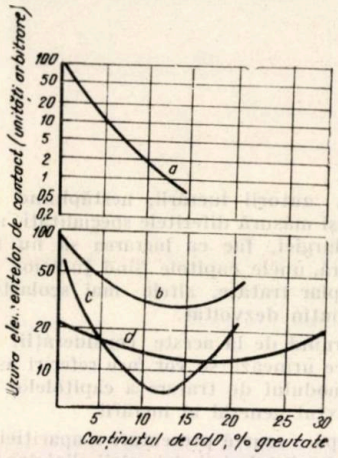


Fig. 6. Uzura elementelor de contact în funcţie de conţinutul de CdO şi de condiţiile de încercare :

a – Ag – CdO oxidat; 7 000 A – semiundă; v = 1 000 cm/s; 4 comutări; *b* – rezultate după [3]; *c* – Ag–CdO oxidat; *I* = 30 A; 100 V; tensiune alternativă 10 000 comutări; v = 3,8 cm/s; *d* – Ag – CdO sinterizat; I = 120 A; 60 V; tensiune alternativă; 1 000 comutări.

de legătură dintre cristale micşorîndu-se astfel mai mult decît ar corespunde conţinutului de cadmiu, favorizînd deci pierderile de material. În contactele sinterizate Ag-CdO, distribuţia particulelor de CdO este aproape independentă de concentraţia lor, pierderile fiind doar o funcţie a conţinutului de CdO.

Influenţe deosebite pentru scăderea pierderilor de material le au parametrii de fabricaţie [3] : temperatura, presiunea oxigenului şi adaosurile pentru finisarea structurii la contactele din Ag-CdO, obţinute prin aliere şi oxidare; condiţiile de obţinere a pulberilor, de sinterizare şi de prelucrare ulterioară la contactele din Ag-CdO sinterizate.

Deşi forma curbelor trebuie să depindă şi de condiţiile de încercare, totuşi în figura 6 se observă că nu există diferenţieri nete sau rezultate contradictorii faţă de datele obţinute în figura 5.

Efectul comparativ al altor oxizi asupra pierderilor de material la contacte obţinute prin sinterizare este arătat în figura 7. Acţiunea deosebită a oxizilor poate fi explicată prin densitatea lor ; cu cît este mai mică proporţia în volum a oxidului la cantitate constantă de masă, cu atît sînt mai mici rezistivitatea electrică şi termică şi pierderile de material. Efectul de scădere a pierderilor de material nu este deci specific numai CdO, aşa cum s-a presupus, ci şi altor oxizi.

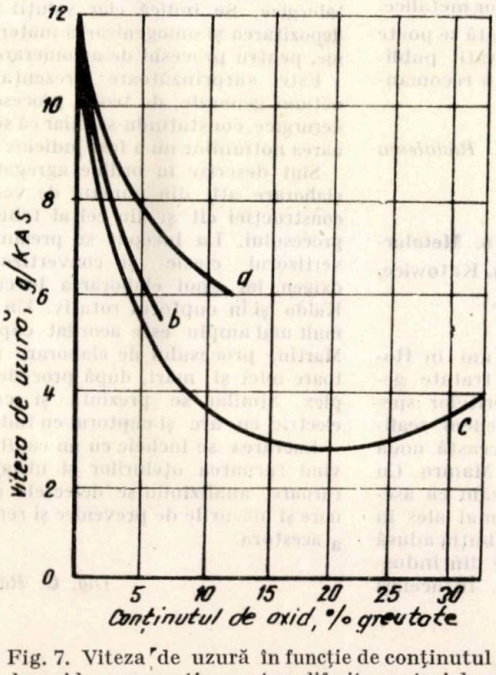


Fig. 7. Viteza de uzură în funcţie de conţinutul de oxid, comparativ pentru diferite materiale :

a – contacte din Ag–ZnO; *b* – contacte din Ag–SnO_2; *c* – contacte din Ag – CdO.

Comportarea la sudare a contactelor electrice se determină într-un aparat în care acestea închid un circuit capacitiv de curent continuu, în condiţii mecanice şi electrice, care presupun cu mare probabilitate sudarea contactelor. În figura 8 sînt arătate rezultatele comparative obţinute la încercarea la sudare a contactelor electrice sinterizate, conţinînd diferite procente de oxizi [3].

După datele experimentale rezultă că elementele de contact din Ag–CdO sinterizate sînt superioare altor materiale, din punct de vedere al tendinţei de sudare. Începînd de la circa 10 % CdO, scăderea forţei de sudare este de interes economic. La cantităţi de 15 % CdO contactele electrice sinterizate îşi dovedesc superioritatea netă faţă de contactele similare cu alţi oxizi.

Oxizii ZnO şi SnO_2 au efecte favorabile din punct de vedere al sudării la cantităţi mai mici ; astfel, sînt suficiente 5 % greutate SnO_2 pentru a obţine acelaşi efect cu 10 % greutate CdO. Efectul favorabil asupra sudării al ZnO şi SnO_2 la procente scăzute se explică prin volumele crescute, însă nu exclusiv ; succesiunea eficacităţii CdO, ZnO, SnO_2 s-ar părea că este în funcţie de stabilitatea termică crescîndă a oxizilor.

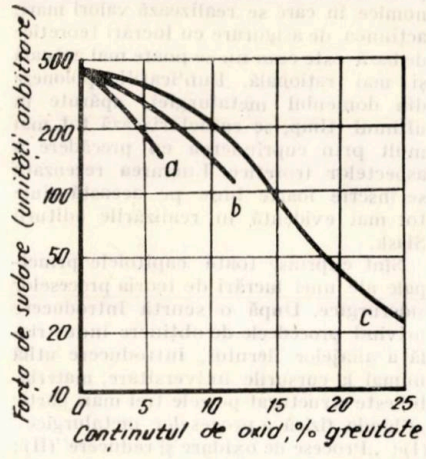


Fig. 8. Forţa de sudare în funcţie de conţinutul de oxid, comparativ pentru diferite materiale :

a – contacte din Ag–SnO_2; *b* – contacte din Ag – ZnO; *c* – contacte din Ag–CdO.

Rezultatele expuse indică drept favorite în alegere contactele Ag-CdO obţinute prin sinterizare, cu circa 15 % CdO ; alegerea însă a unui material de contact pentru aparate de protecţie şi comutare obligă să se ţină seamă şi de rezistenţa de contact şi defectul de stingere a arcului. Deoarece aceste două caracteristici se înrăutăţesc o dată cu creşterea conţinutului de oxid, în practică se pot alege contacte sinterizate din Ag-CdO cu 10 % CdO, ceea ce reprezintă un compromis bun între tendinţa redusă de sudare, viteza de parcurs a arcului electric şi rezistenţa la uzură. În favoarea acestei proporţii de CdO înclină şi considerente tehnice de fabricaţie ; un contact cu 15 % CdO este relativ rigid (deci mai puţin deformabil) şi nu se pretează corespunzător la eventualele acoperiri galvanice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gîdea S. şi Protopopescu M. *Aliaje neferoase*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1965.

[2] Domşa Al. ş. a. *Tehnologia fabricării pieselor din pulberi metalice*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1966.

[3] Merl W. *Abrand und Schweissverhalten von Ag-CdO und anderen Metall-Metalloxid-Werkstoffen*. Elektrik, nr. 3, 1968, p. 115–117.

[4] Jones W. D. *Fundamental Principles of Powder Metallurgy*. Londra, Ed. Arnold, 1960.

[5] Eisenkolb Fr. *Fortschritte der Pulvermetallurgie*. Berlin, Akad. Verlag, 1963.

[6] Lăbuşcă E. *Introducere în metalurgia pulberilor*. Bucureşti, Ed. Academiei, 1957.

[7] Von M. Paniatowski şi Clasing M. *Dispersionsgehärtete Werkstoffe auf Silber und Kupferbasis*. Zeitschrift für Metallkunde, martie, 1968.

T. Mazanek şi K. Mamro. **Podstawy teoretyczne metalurgii zelaza (Bazele teoretice ale siderurgiei).** Katowice, Editura Slask, 1969, 352 pag., 150 figuri.

Literatura tehnică privind procesele metalurgice este din ce în ce mai bogată. În tot mai multe ţări se publică cursuri universitare sau tratate care urmăresc fundamentarea teoretică a tuturor proceselor tehnologice. Bineînţeles, datorită problematicii abordate, importanţei economice în care se realizează valori mari, acţiunea de asigurare cu lucrări teoretice de bază este cum nu se poate mai actuală şi mai raţională. Publicaţiile poloneze din domeniul metalurgiei, apărute în ultimul timp, se caracterizează tot mai mult prin cuprinderea cu precădere a aspectelor teoretice. Lucrarea recenzată se înscrie foarte bine pe această linie tot mai evidentă în realizările editurii Slask.

Sînt cuprinse toate capitolele principale ale unei lucrări de teoria proceselor siderurgice. După o scurtă introducere privind procedeele de obţinere industrială a aliajelor fierului, introducere utilă numai la cursurile universitare, materialul este structurat pe cele trei mari părţi: „Chimia fizică a proceselor metalurgice" (I); „Procese de oxidare şi reducere"(II); „Procese în zgure şi rafinarea" (III).

Se prezintă detaliat probleme legate de energiile interne, entalpiile şi entropiile proceselor metalurgice. Sînt prezente, de asemenea, referiri la activitatea reacţiilor la presiunile fazelor gazoase care rezultă în procesele metalurgice, la calculul presiunilor parţiale. Separat se exemplifică regula fazelor pentru unele reacţii des utilizate. Foarte amplu este studiată problema oxidării metalelor.

Pe considerente termodinamice sînt studiaţi oxizii metalici, oxizii carbonului, procesele de sulfurare şi desulfurare. Se dă o privire completă asupra fazelor reacţiilor metalurgice.

Studiul descompunerii carbonaţilor este restrîns : ceea ce însă le recomandăm cititorilor este cinetica descompunerii lor, prezentată într-o manieră originală.

Un volum suficient de mare este acordat studiului oxizilor de fier şi reducerii lor. După aceeaşi metodologie se prezintă şi oxizii carbonului. Apreciem ca o reuşită a acestui capitol modul cum sînt studiate sistemele Fe-C-O(cu faze gazoase $CO - CO_2$ şi Fe-C-O, cu faze gazoase $H_2 - H_2O$.

În ceea ce priveşte topirea şi rafinarea în metalurgie studiul este mult mai amplu ; se studiază influenţa vitezei proceselor asupra reacţiilor, se descriu şi influenţele elementelor de aliere în aliajele lichide şi solide ale fierului. Similar se prezintă şi efectele gazelor (oxigenului, hidrogenului şi azotului).

Capitolul privind zgurele metalurgice cuprinde, ca în mai toate tratatele asemănătoare, sistemele binare de oxizi, sistemele ternare de oxizi, precizîndu-se, ceea ce este un merit al lucrării, caracteristicile fiecărui sistem. După ultimele cercetări, bazate pe o amplă bibliografie, sînt redactate consideraţiile privind structura zgurelor, ceea ce le recomandă în mod special pentru studiu.

Se analizează suficient de complet teoriile privind zgurele metalurgice. Cea mai mare parte este afectată, bineînţeles, teoriei ionice a zgurelor.

Un spaţiu corespunzător este afectat şi proceselor care au loc în furnale, ele fiind studiate prin experimentări făcute în instalaţii de modelare. Şi în aceste cazuri se studiază baia metalică, schimbările compoziţiei chimice a gazelor în diferite zone, caracteristicile zgurelor de furnal. De asemenea, în lucrare se urmăresc atent procesele de reducere a unor elemente în furnal, se prezintă procesele care au loc la producerea feroaliajelor iar în încheiere se fac referiri la electroliza băilor metalice.

În concluzie lucrarea recenzată se poate aprecia ca o reuşită a activităţii publicistice poloneze şi de aceea o recomandăm pentru studiu.

Ing. C. Rădulescu

T. Mazanek şi K. Mamro. **Metalurgia zelaza (Metalurgia fierului).** Katowice, Editura Slask 1968, 436 pag.

Abandonată încă de mulţi ani în România, ideea publicării unor tratate generale privind tehnologia diferitelor specialităţi din metalurgie o vedem realizată în R. P. Polonă prin această nouă lucrare a lui T. Mazanek şi K. Mamro. Cu această ocazie ţinem să precizăm că asemenea publicaţii pot servi mai ales în procesul de învăţămînt, contribuţia adusă la pregătirea cadrelor tehnice din industrie fiind, evident, mai mică. În acelaşi timp, autorii lucrării, nestăpînind în aceeaşi măsură diferitele specialităţi ale metalurgiei, fac ca lucrarea să nu fie unitară, unele capitole fiind judicios şi exemplar tratate, altele mai scolastic, mai puţin dezvoltat.

Pornind de la aceste consideraţii, în cele ce urmează se vor face referiri asupra modului de tratare a capitolelor în contextul general al lucrării.

După o scurtă prezentare a apariţiei şi dezvoltării tehnicii elaborării aliajelor feroase pe plan mondial şi în Polonia, autorii prezintă extrem de detaliat, ceea ce constituie un merit al lucrării, producţiile naţionale de fontă, oţel şi feroaliaje în perioadele 1936—1938, 1960 şi 1964. Prin multitudinea datelor cuprinse, cititorul îşi poate face o imagine a producţiilor globale din diferite ţări şi a producţiilor pe cap de locuitor. Din analiza datelor se pot trage concluzii şi asupra ritmului de dezvoltare a diferitelor ţări şi continente.

În capitolele privind materialele prime, materialele auxiliare şi refractare, se dau caracteristicile fizico-chimice întîlnite în metalurgie. În acelaşi mod se prezintă şi caracteristicile cocsului, procesul de cocsificare, compoziţia chimică în cuptorul de cocsificare.

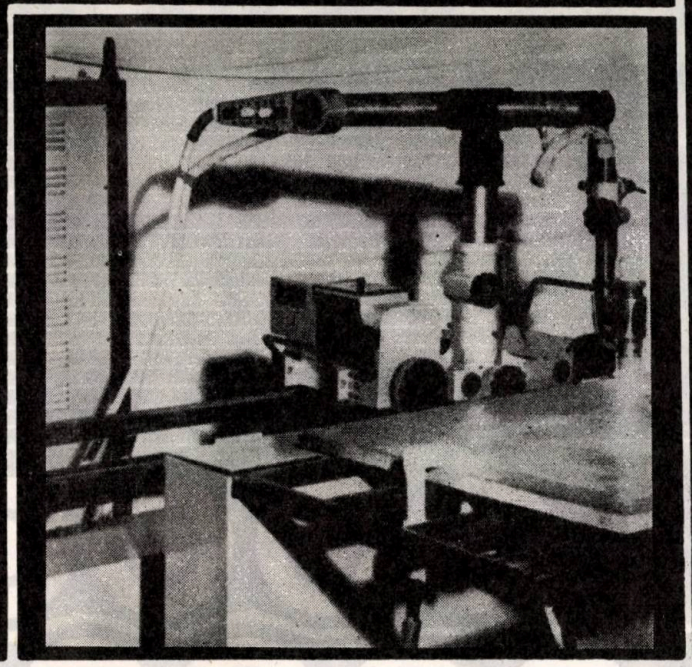
Foarte amplu este capitolul de pregătire a materiei prime pentru procesele metalurgice. Se indică clar soluţii pentru depozitarea şi omogenizarea materiei prime, pentru procesul de aglomerare.

Este surprinzătoare prezenţa unor noţiuni generale, de teoria proceselor siderurgice, constatîndu-se chiar că selecţionarea noţiunilor nu a fost judicios făcută.

Sînt descrise în ordine agregatele de elaborare atît din punctul de vedere al construcţiei cît şi din cel al tehnologiei procesului. La început se prezintă convertizorul clasic şi convertizorul cu oxigen, iar apoi elaborarea în cuptorul Kaldo şi în cuptorul rotativ. Un spaţiu mult mai amplu este acordat cuptorului Martin, procesului de elaborare în cuptoare mici şi mari, după procedeul duplex. Similar se prezintă şi cuptorul electric cu arc şi cuptorul cu inducţie.

Lucrarea se încheie cu un capitol privind turnarea oţelurilor şi utilajele de turnare, analizîndu-se defectele de turnare şi măsurile de prevenire şi remediere a acestora.

Ing. C. Rădulescu



centrozap

EXPORTĂ:

O mare varietate de echipament modern de sudare

APARATE DE SUDURĂ AUTOGENĂ ȘI DISPOZITIVE DE REGLARE

— aparate de sudură autogenă pentru sudare și tăiere
— aparate de sudură autogenă pentru tăiere
— aparate speciale de sudare utilizate în metalurgie
— dispozitive de reglare pentru gaze tehnice: tipuri cu una sau mai multe trepte, de capacități obișnuite sau ridicate

GENERATOARE DE ACETILENĂ cu o productivitate între 0,3 și 40 m^3/h

ECHIPAMENT PENTRU TĂIEREA LA CALD A METALELOR

— mașini semiautomate de tăiere cu flacără
— mașini automate de tăiere cu flacără

ECHIPAMENT DE SUDARE

— manipulatoare de sudare
— platforme de sudare cu consolă
— mese de sudare

Singura exportatoare:

centrozap

Întreprindere de comerț exterior

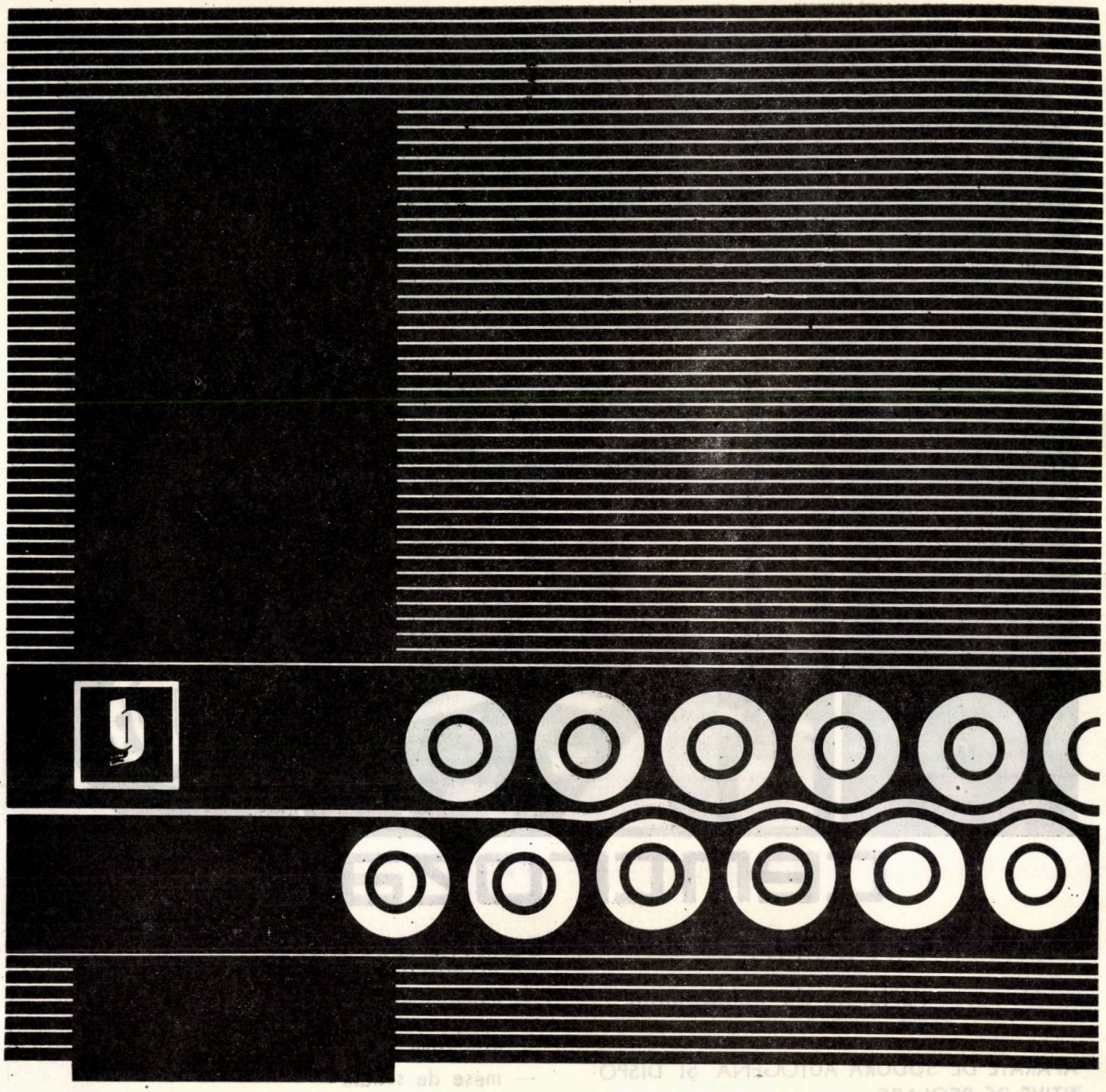
Katowice — Ligonia 7 — Polonia

Cutia poștală: 825

Telefon: 513—401

Telex: 31—416

Telegraf: CENTROZAP Katowice



Planarea tablelor subțiri cu dublă productivitate în condițiile actuale

Acest avantaj economic îl obțineți prin noua mașină de planat table subțiri UBR 1,8, care atinge viteze de planare de pînă la 180 mm/min și o calitate deosebită a planării. Este prevăzută cu un număr mare de role de planare cu diametru mic, cu dispozitive ajustabile de sprijinire și basculare pentru întinderea diferențiată a tablelor. Prin citire pe un cadran gradat este asigurat, de asemenea, controlul precis al poziției cilindrilor.

VEB Blechbearbeitungsmashinenwerk Gotha DDR — 58 Gotha

Corespunzător cu cerințele solicitanților ea se poate livra ca o mașină de mare productivitate și complet mecanizată cu mai multe viteze de planare și cu un număr variabil de role de planare în condițiile cele mai ridicate pentru utilizarea ei în liniile de finisare.

Vă acordăm asistență pentru raționalizarea eficientă a producției tablelor de calitate.

INVEST EXPORT

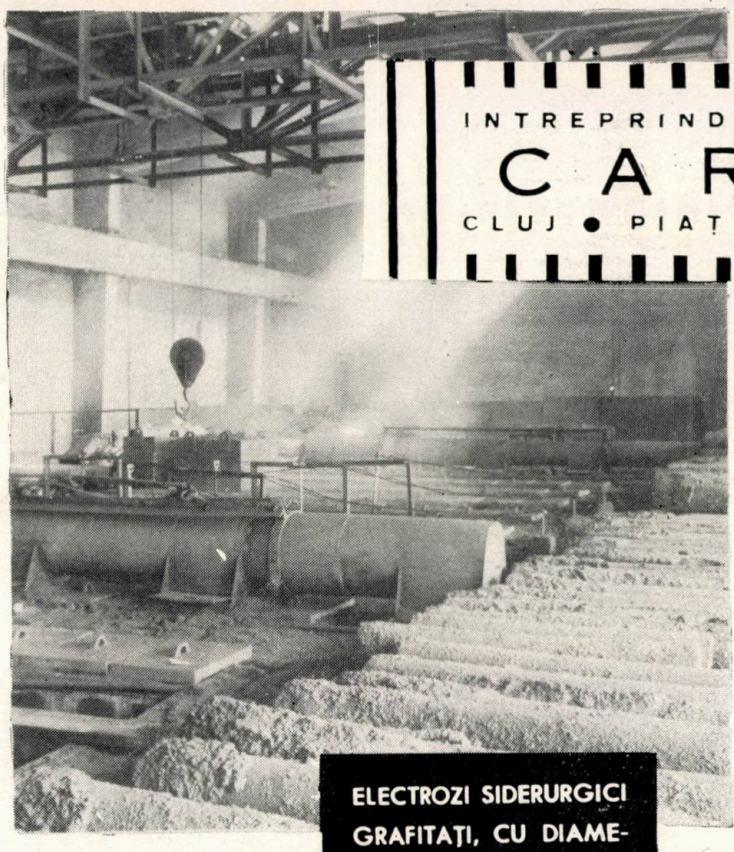
INFORMAȚII:

Ambasada R.D.G. din
R. S. ROMÂNIA
Secția comercială
TKB Invest Export
București, Calea Dorobanților 14

Volkseigener Aussenhandelsbetrieb der Deutschen Demokratischen Republik DDR — 108 Berlin, Taubenstrasse 7/9

Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diai dd

PUBLICOM



INTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM

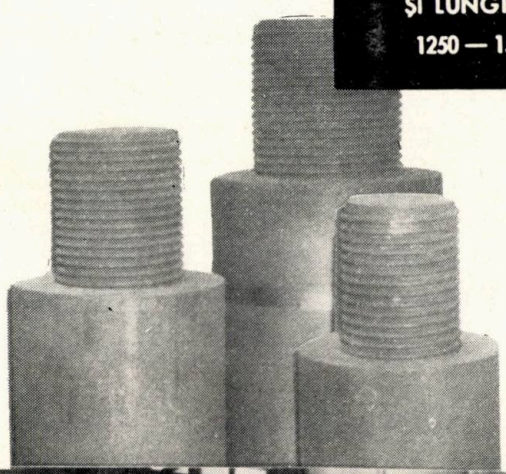
CLUJ • PIAȚA 1 MAI Nr. 3 • TELEFON 12206

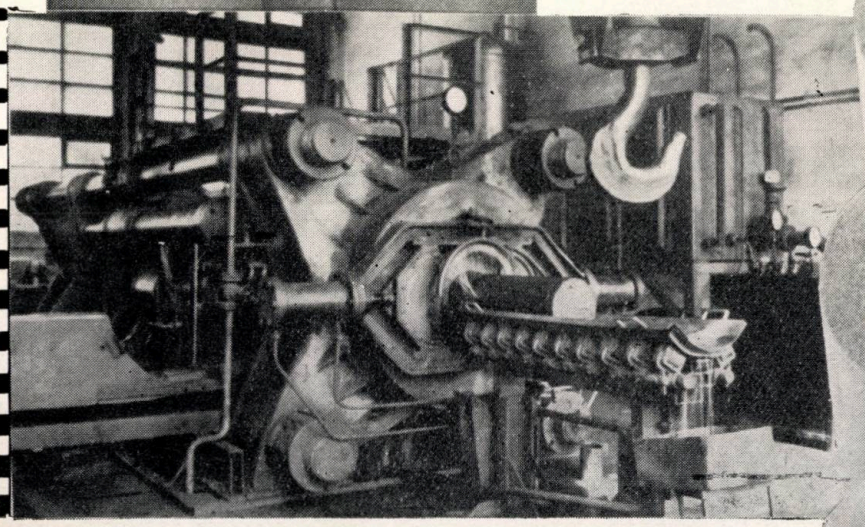
ELECTROZI SIDERURGICI GRAFITAȚI, CU DIAMETRUL DE:

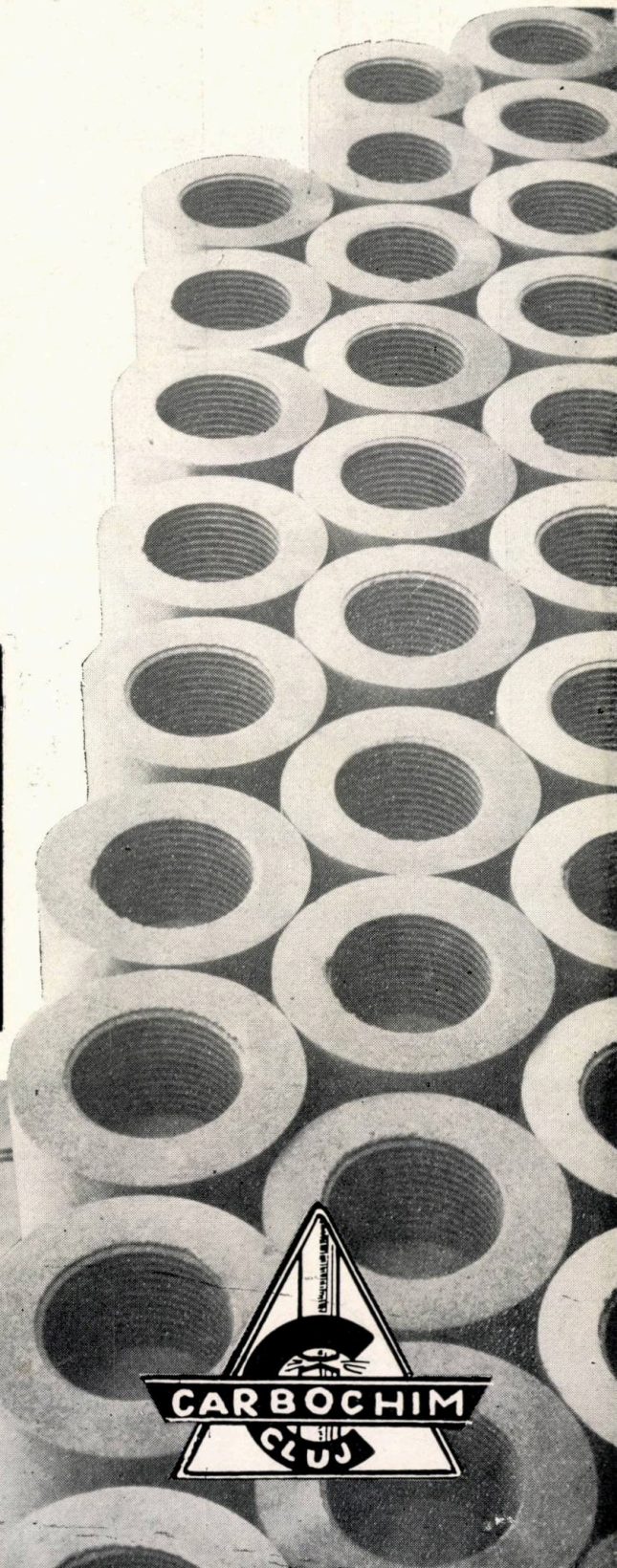
100 mm
125 mm
150 mm
200 mm
225 mm
250 mm
300 mm

ȘI LUNGIMEA DE
1250 — 1500 mm

PENTRU CUPTOARE ELECTRICE CU ARC PENTRU ELABORAREA OȚELULUI





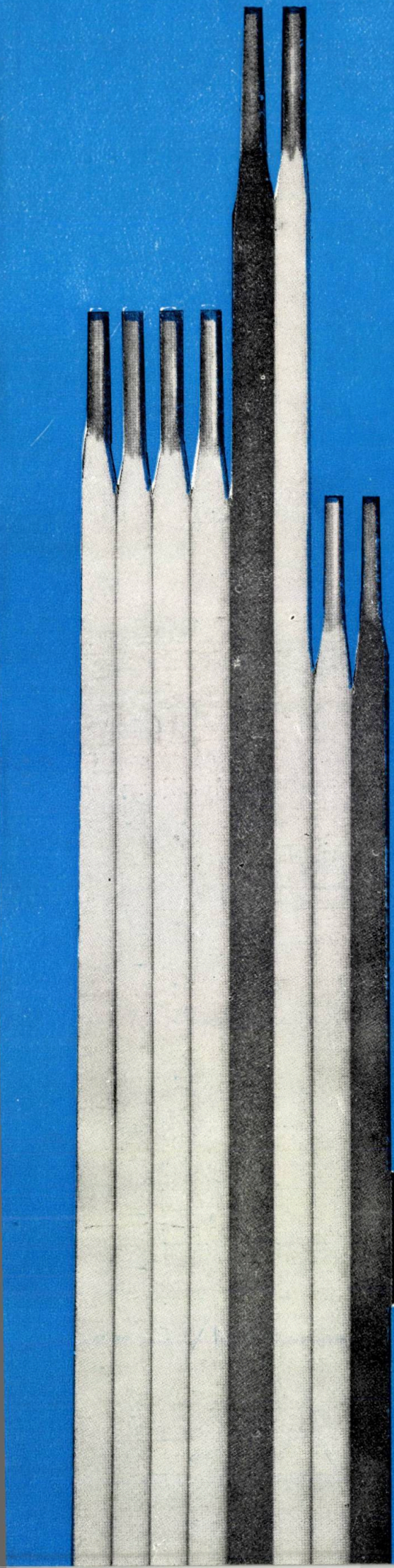


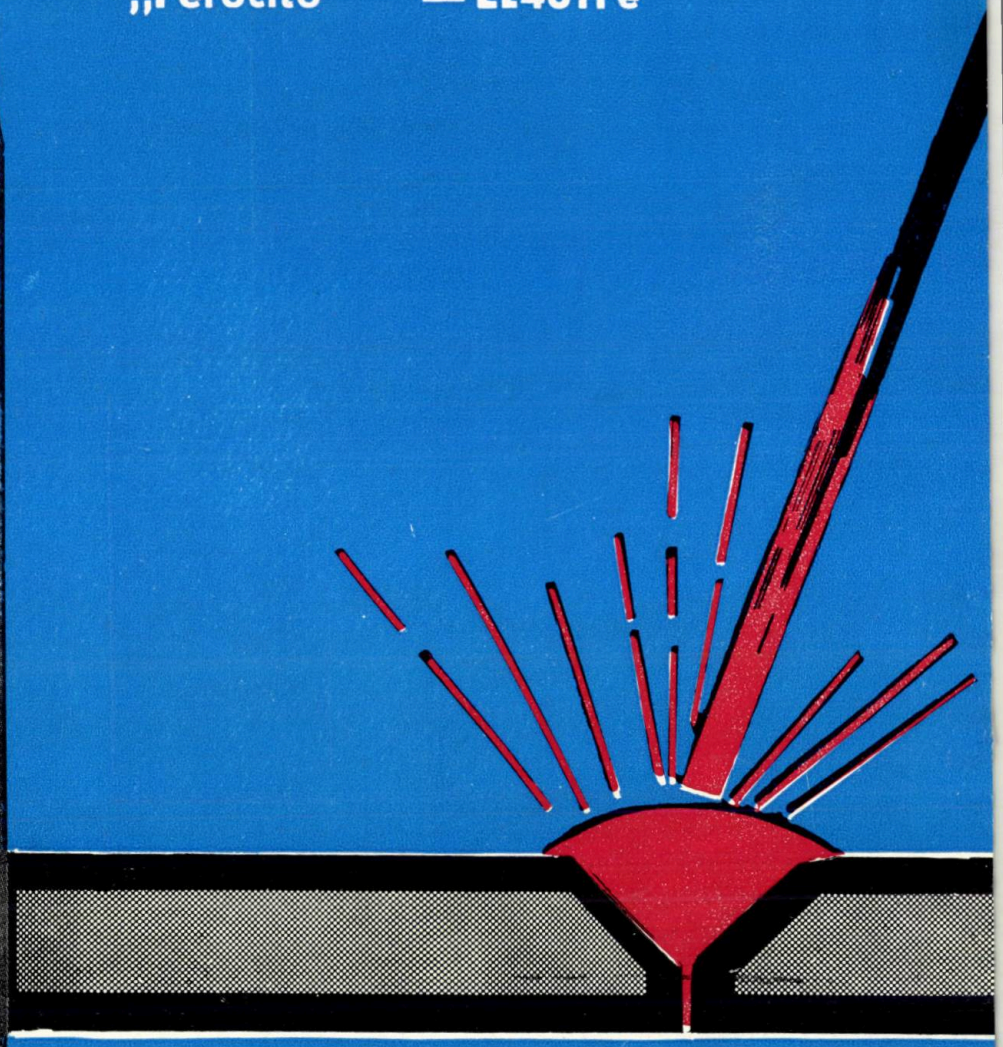
CARBOCHIM CLUJ

INDUSTRIA SÎRMEI

vă oferă noile tipuri de electrozi de sudură fabricați, care satisfac cele mai înalte exigențe calitative:

„Supernaval" — EL 51BFe
„Naval" — EL47BFe
„Extra" — EL51T
„Overcord" — EL50T
„Favorit" — EL48T
„Ferocito" — EL48TFe

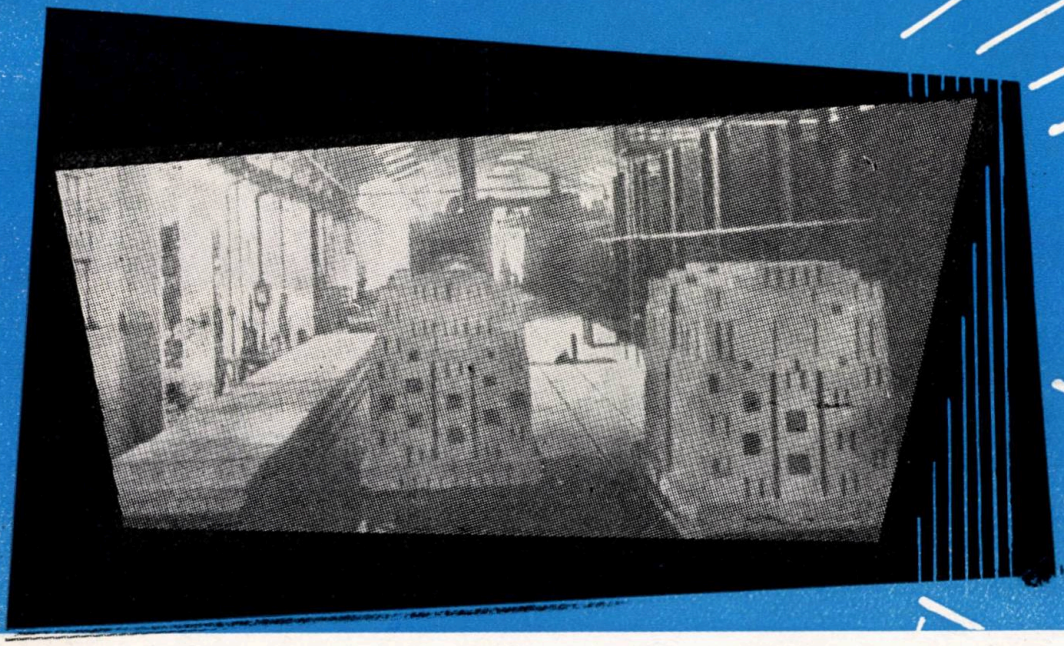




INDUSTRIA SÎRMEI — Cîmpia Turzii
STR. LAMINORIȘTILOR, 145

Produse refractare silico-aluminoase, aluminoase și superaluminoase, având caracteristici fizico-chimice superioare, omogene și precizie dimensională, utilizate în siderurgie, industria chimică, în instalații pentru rafinării etc., cu comportare îmbunătățită în exploatare

Execută:

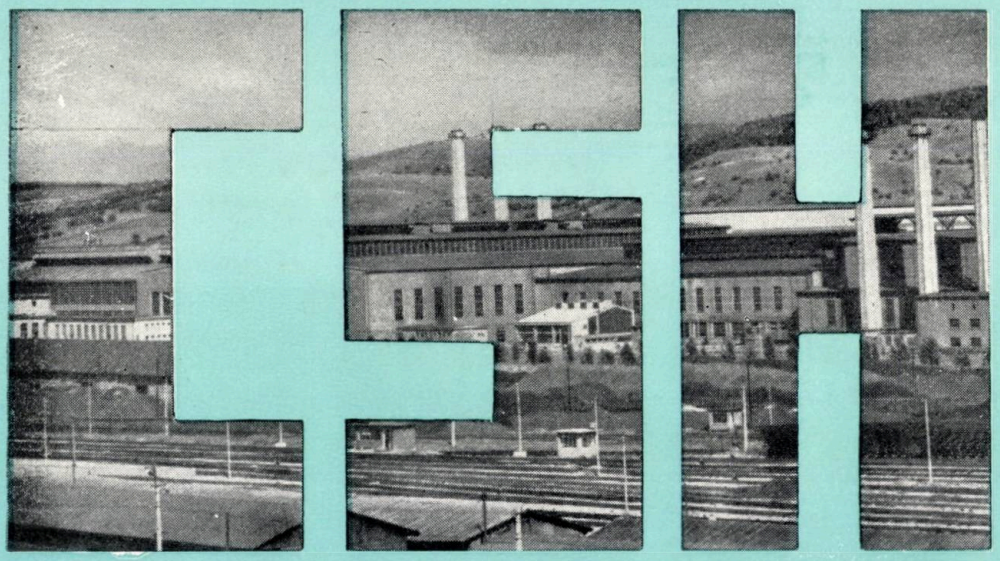


Fabrica de produse refractare

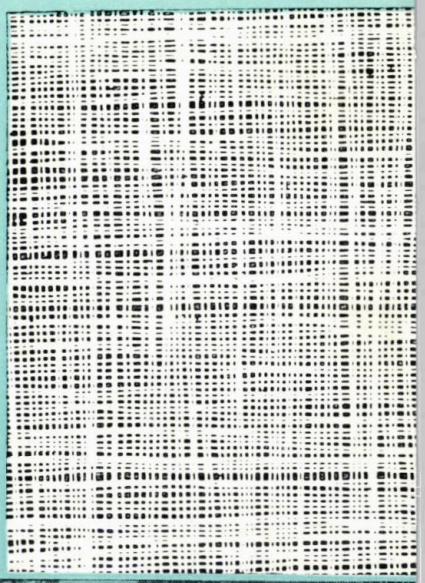
PLEAȘA

Ploiești

Tel. 24160 - 24161

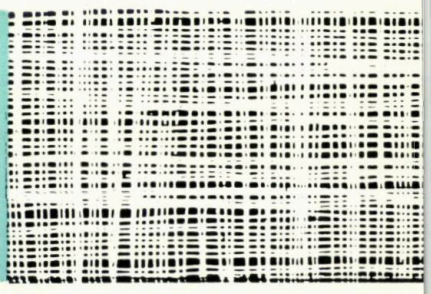


COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

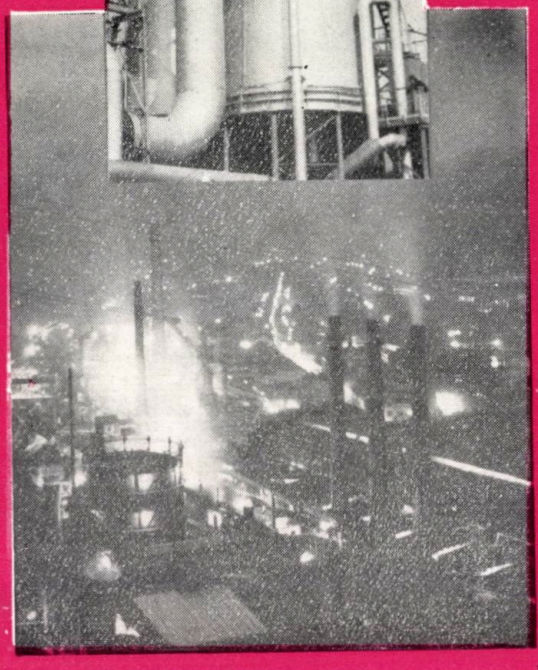


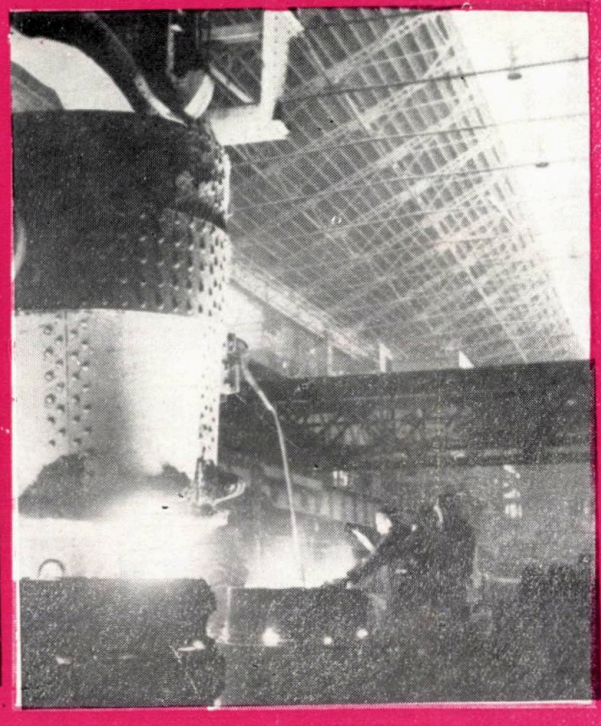
profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate:

- rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm
- I și U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- I și U economice:
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
- late de 20 x 5— 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
- țagle, brame pentru forje, de 70 x 70—400 x 400 mm
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.



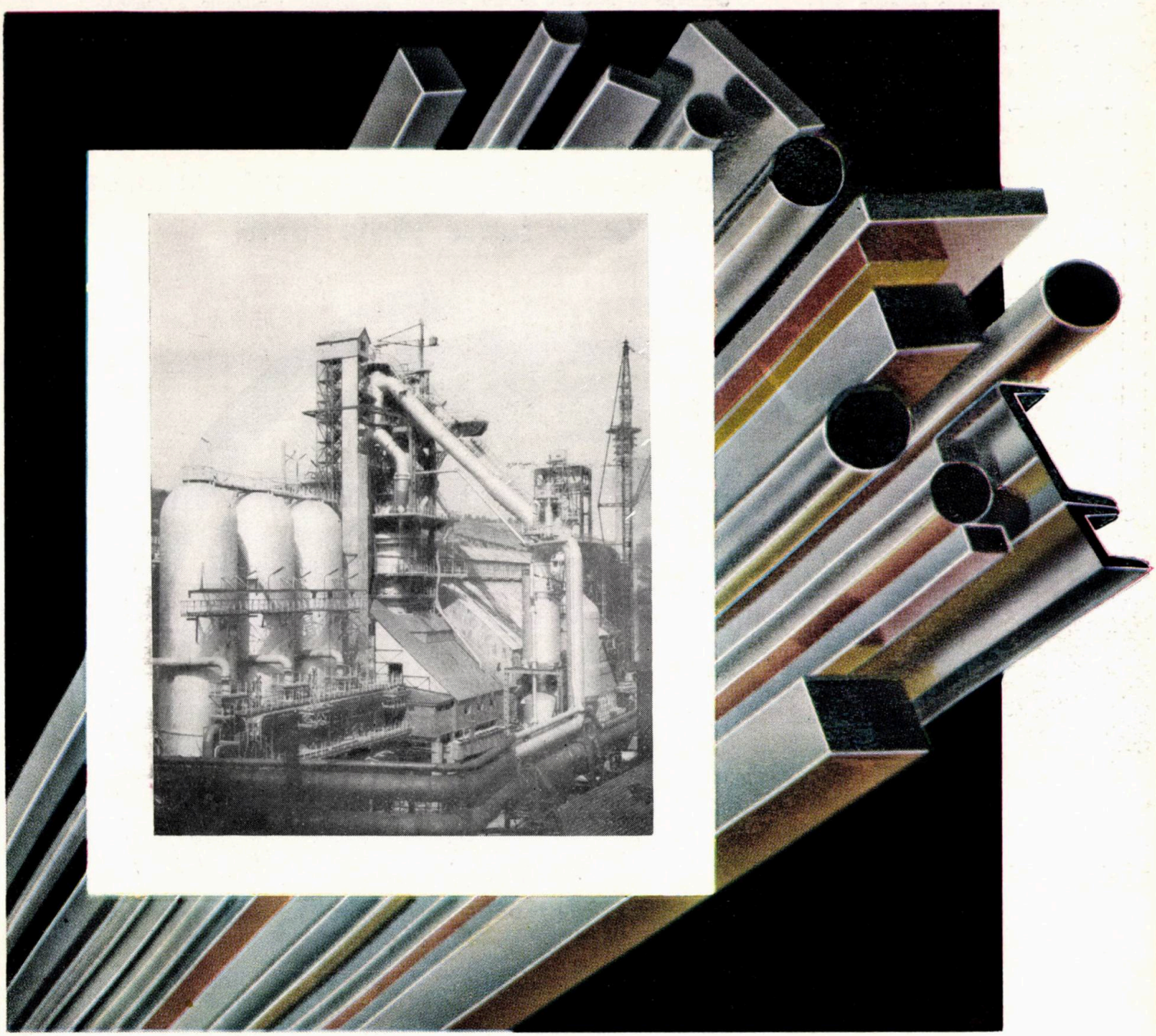
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934





COMBINATUL SIDERURGIC

REȘIȚA



- **Fontă de afinare ;**
- **Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t ;**
- **Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ;**
- **Șine pentru cale ferată ;**
- **Bandaje și discuri de cale ferată ;**
- **Zgură granulată de furnal.**

30 de oțelării din întreaga lume vor aplica în anul 1969 modernul procedeu RH de degazificare sub vid.

Cunoscutele sale avantaje sînt :

condiții optime de reacție și degazificare datorită suprafeței mari ;

control continuu al procesului de degazificare, cu ajutorul aparatelor speciale de măsură; aliere sub vid cu pînă la 5% adaosuri de aliere ;

instalație de încălzire pentru menținerea constantă a temperaturii în vasul de tratare ;

pierderi minime în timpul tratamentului sub vid ;

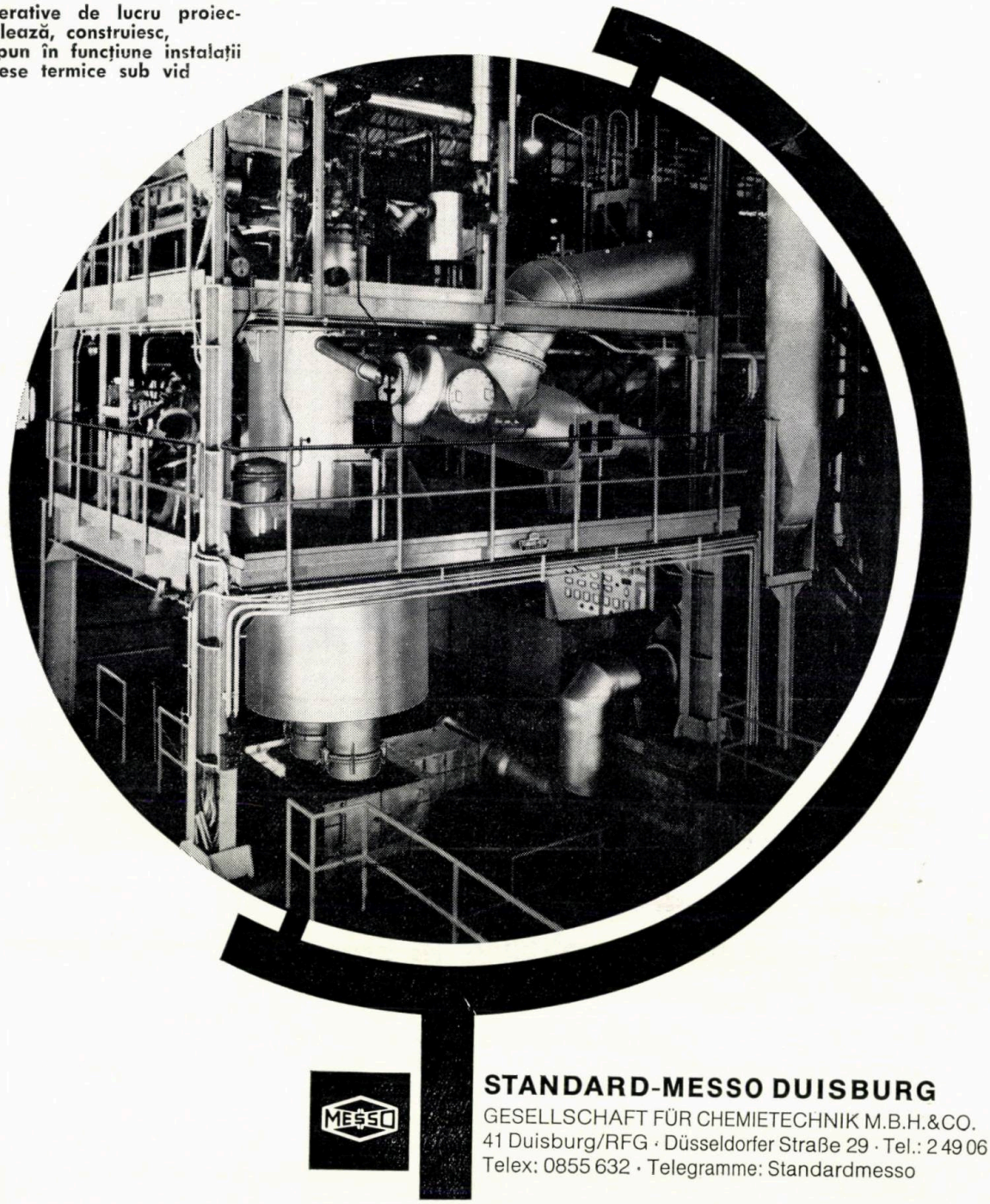
nu este necesară o încălzire suplimentară a topiturii ;

preț de producție scăzut, datorită durabilității prelungite a căptușelii ;

mare siguranță de exploatare, verificată în peste 60 de instalații de vid MESSO.

Specialiștii firmei STANDARD-MESSO contribuie, prin acordarea de asistență tehnică, la soluționarea problemelor specifice în toate țările lumii

Grupuri operative de lucru proiectează, calculează, construiesc, livrează și pun în funcțiune instalații pentru procese termice sub vid

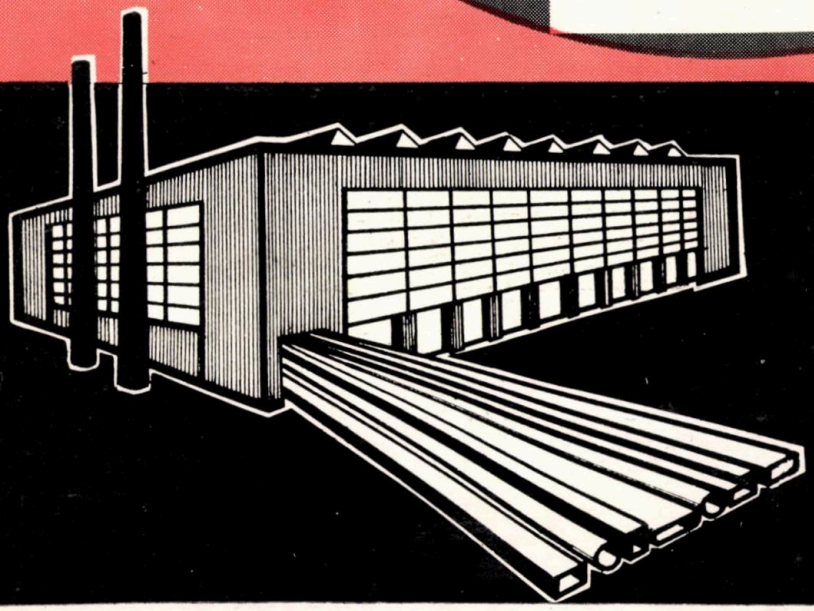


STANDARD-MESSO DUISBURG

GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg/RFG · Düsseldorfer Straße 29 · Tel.: 2 49 06
Telex: 0855 632 · Telegramme: Standardmesso

PUBLICOM

● Produse tubulare cu diametrul pînă la 6 in, inclusiv pentru industria petrolieră (conducte, burlane de foraj, țevi de extracție și prăjini de foraj) ● Produse tubulare pentru prospecțiuni geologice (burlane de foraj, prăjini de foraj) ● Țevi rotunde și profilate, trase la rece, cu diametrul de 5-57 mm, pentru construcții ● Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48-152 mm, pentru construcții ● Țevi cu diametrul de pînă la 5 in inclusiv, pentru instalații de apă, de gaz și de abur, cu filet și mufă sau fără filet, în stare neagră (nezincate)

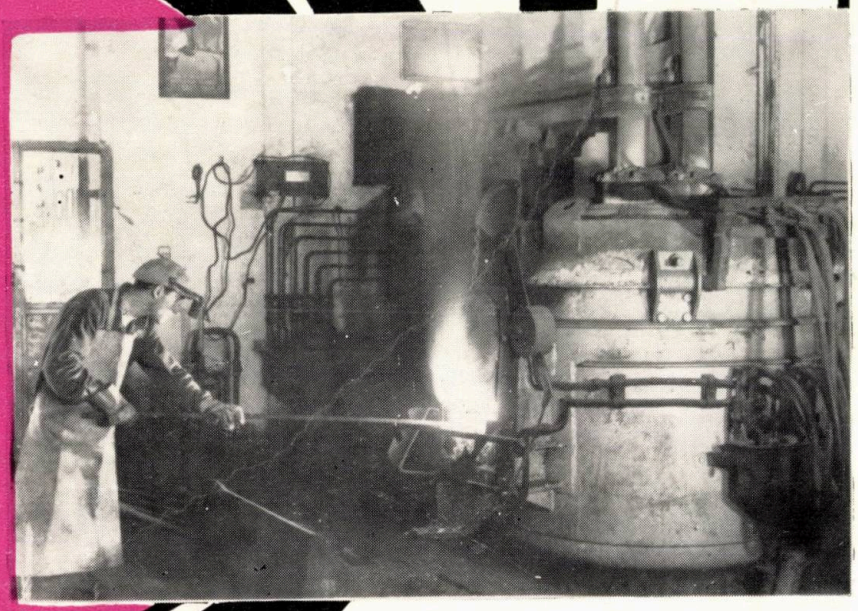


UZINA DE ȚEVI

REPUBLICA

BUCUREȘTI • B-DUL MUNCII 256

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE



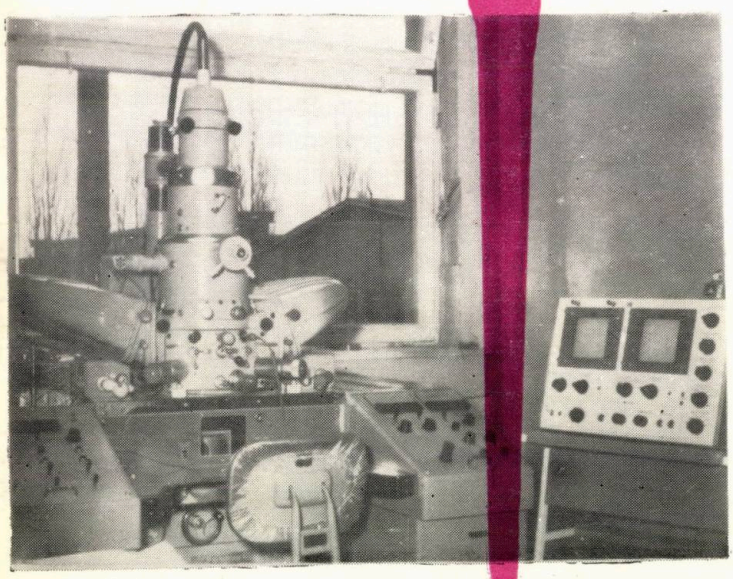
1970 MAI 1 61

dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile: fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:

- lucrări de metalografie optică şi electronică;
- cercetări cu ajutorul microsondei electronice;
- lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri;
- forjări şi laminări de diferite produse;
- încercări fizico-mecanice;
- analize chimice;
- diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).



Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice, şpanuri etalon etc.

ICEM

BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 177478 — Telex. 011.369

E3280

METALURGIA

12

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXI • NR. 12 • DECEMBRIE 1969

UZINA METALURGICĂ — IAȘI

Șoseaua Tuțora nr. 132

Produce și livrează:

Produse tubulare sudate pe generatoare:

— Țevi pentru instalații de apă, de gaz și de abur cu fi'et și mufă sau fără filet, negre sau zincate, cu diametrul de 3/8—4 inci.

— Țevi pentru construcții de precizie obișnuită, laminate la cald sau la rece, cu diametrul de 10 — 114 mm și grosimea peretelui de 1 — 4,5 mm.

— Țevi pentru construcții de precizie înaltă, trase la rece, cu diametrul de 8 — 60 mm și grosimea peretelui de 1 — 3 mm.

— Țevi profilate — pătrate, dreptunghiulare și ovale, cu perimetrul secțiunii de 80 — 220 mm și grosimea peretelui de 1 — 3 mm.

— Tuburi de protecție pentru conductori electrici tip PEL 9 — PEL 48 (Pantzer).

E3280

METALURGIA

Anul 21 nr. 12 Decembrie 1969

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Popescu V. I. şi *Gavrilescu Gr.* : **Influenţa formei seulelor asupra neuniformităţii deformaţiei la refulare** 613

Geller E. : **Consideraţii asupra unor caracteristici electrice ale electroliţilor de nichelare** 617

Szabo A., Cohn E. şi *Cosneanu C.* : **Consideraţii asupra mecanismului de autoîntărire a amestecurilor de formare bazate pe silicat de sodiu-ciment (zgure)** 620

REALIZĂRI TEHNICE

Chioreanu S. : **Agregat complex de miezuire** 628

Popescu Sanda şi *Papagheorghe M.* : **Determinarea stibiului din ape uzate** 633

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Lederer A. : **Tratamentul termic al tablelor groase din oţeluri sudabile şi cu rezistenţă ridicată (I)** . . 636

Chudzikiewicz R. : **Tendinţele în dezvoltarea mecanizării prelucrării amestecului de formare** . . . 643

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Cincă L. : **Tratamentul termomecanic al aliajelor de cupru** 649

CRONICĂ 654

RECENZII 656

INDEX ALFABETIC DE RUBRICI ŞI AUTORI . . 659

INDEX ALFABETIC DE AUTORI 661

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România – Filiala Sector 1. M.I.M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23–25. Buc. c. 3966

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/966."

42 406

SOMMAIRE

CD 621.979.07

Popescu V. I. et *Gavrilescu Gr.* : **L'influence de la forme des outils sur la non-uniformité de la déformation au refoulage.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 613–616

CD 669.248.7

Geller E. : **Considérations concernant certaines caractéristiques électriques des électrolytes utilisés au nickélage.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 617–619

CD 621.742.4

Szabo A., Cohn E. et *Cosneanu C.* : **Considérations sur le processus d'autodurcissement des sables de moulage à base de silicate de sodium – ciment (laitier).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 620–627

CD 621.743.344

Chioreanu S. : **Agrégat complèxe pour l'éxécuton des noyaux.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 628–632

CD 628.543 :543.062 :669.75

Popescu Sanda et *Papagheorghe M.* : **La détermination de l'antimoine dans les eaux usagées.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 633–635

CD 669.14.018.2–415 :621.785

Lederer A. : **Le traitement thermique des tôles en acier soudable et à resistance élevée (I).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 636–642

CD 621.742.4

Chudzikiewicz R. : **Tendances dans le développement de la mécanisation de la préparation du sable de moulage.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 643–648

CD 669.35 : 621.785/.787

Cincă L. : **Le traitement thermomécanique des alliages de cuivre.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 649–653

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.979. 07

Попеску В. И. и *Гаврилеску Г.:* **Влияние формы инструмента на неравномерность деформации при осадке.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 613–616

ДК 669.248.7

Геллер Е.: **Соображения, касающиеся некоторых электрических характеристик электролитов для никелирования.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 617–619

ДК 621.742.4

Сабо А., Кон Е., Косняну К.: **О механизме самотвердения формовочных смесей на основе жидкого стекдо-цемента (шлаков).**

Metalurgia 21(1969), nr. 12, p. 620–627

ДК 621.743.344

Киоряну С.: **Комплексный агрегат для формовки стержней.**

Metalurgia 21(1969), nr. 12 p. 628–632

ДК 628.543 :543.062.669.75

Попеску Санда и *Папагеорге М.:* **Определение висмута в отработанных водах.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12 p. 633–635

ДК 669.14.018.2–415 :621.785

Ледерер А.: **Термическая обработка толстых листов из свариваемых сталей повышенной прочности.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 636–642

ДК 621.742.4

Худзикевич Р.: **Направления в развитии механизации обработки формовочных смесей.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 643–648

ДК 669,35:621.785/.787

Чинкэ И.: **Термомеханическая обработка медных сплавов.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 649–653

INHALT

DK 621.979.07

Popescu V. I. und *Gavrilescu Gr.* : **Einfluss der Werkzeugsform auf die bei der Stauchung auftretenden Deformierungsunregelmässigkeiten.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 613–616

DK 669.248.7

Geller E. : **Berücksichtigungen über einige electrische Eigenschaften der Vernickelungselektrolyten.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 617–619

DK 621.742.4

Szabo A., Cohn E., Cosneanu C. und *Sofronie L.* : **Über die Selbstabbindung des Guseisensandes aus Natriumsilikat-Zement (Schlacken).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 620–627

DK 621.743.344

Chioreanu S. : **Komplexe Kernformeinrichtung.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 628–632

DK 628.543 :543.062 :669.75

Popescu Sanda und *Papagheorghe M.* : **Antimon Bestimmung im Abwasser.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 633–635

DK 669.14.018.2–415 :621.785

Lederer A. : **Wärmebehandlung des Grobbleches aus Schweissbarem, hochwiderständigem Stahl (I).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 636–642

DK 621.742.4

Chudzikiewicz R. : **Entwicklungsrichtungen der Mechanisierung bei Bearbeitung von Formmischungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 643–648

DK 669.35: 621.785/.787

Cincă L. : **Thermomechanische Behandlung der Kupferlegierungen.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 649–653

CONTENTS

DC 621.979.07

Popescu V. I. and *Gavrilescu Gr.* : **Influence of tool shape on deformation uneveness during upsetting.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 613–616

DC 669.248.7

Geller E. : **Considerations regarding some electric characteristics of nickel-plating electrolytes.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 617–619

DC 621 742.4.

Szabo A., Cohn E. and *Cosneanu C.* : **Considerations regarding selfsetting mechanism of moulding mixtures on sodium silicate-cement (slag) base.**

Metalurgia 21(1969), nr. 12, p. 620–627

DC 621.743.344

Chioreanu S. : **Complex core-making unit.**

Metalurgia 21(1969), nr. 12, p. 628–632

DC 628.543 :543.062 :669.75

Popescu Sanda and *Papagheorghe M.* : **Estimation of stibium in waste waters.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 633–635

DC 669.14.018.2–415 :621.785

Lederer A. : **Heat treatment of highstrength, weldable steel plates (I).**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 636–642

DC 621.742.4

Chudzikiewicz R. : **Tendencies in development of mechanical processing of moulding mixtures.**

Metalurgia 21 (1969), nr. 12, p. 643–648

DC 669.35:621.785/.787

Cincă L. : **Copper alloy thermo-mechanical treatment.**

Metalurgia 21(1969), nr. 12, p. 649–653

METALURGIA

ANUL 21
Nr. 12
DECEMBRIE
1969
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Influenţa formei sculelor asupra neuniformităţii deformaţiei la refulare

Ing. V. I. POPESCU şi ing. GR. GAVRILESCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti — Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.979.07

L'INFLUENCE DE LA FORME DES OUTILS SUR LA NON-UNIFORMITÉ DE LA DÉFORMATION AU REFOULAGE

On présente les rézultats obtenus par voie experimentale, concernant l'influence de la forme des outils sur la non-uniformité de la déformation au refoulage.

Basé sur les résultats obtenus, on tire la conclusion que lorsque le refoulage s'effectue entre des outils combinés (planes-convexes) la non-uniformité de la déformation est plus réduite que lorsque le refoulage s'effectue entre des outils planes. Étant donné que l'utilisation des outils combinés n'implique pas de difficultés pendant l'exécution de l'opération de refoulage, on recommande qu'au cas où il est nécessaire de réduire la non-uniformité de la déformation, le refoulage soit exécuté au moyen d'outils combinés.

INFLUENCE OF TOOL SHAPE ON DEFORMATION UNEVENESS DURING UPSETTING

The paper presents results obtained experimentally, regarding tool shape influence on deformation uneveness during upsetting.

Based on obtained results it is concluded that upsetting between combined tools (plane-convex) leads to smaller deformation uneveness than upsetting between plane tools. As the utilization of combined tools dœs not implicate difficulties during upsetting, it is convenient to utilize combined tools if a decrease in deformation uneveness is necessary.

Obţinerea pieselor forjate cu proprietăţi mecanice uniforme în toată secţiunea piesei, respectiv în întreg volumul acesteia, depinde aproape în exclusivitate de omogenitatea chimică a materialului şi de uniformitatea, respectiv neuniformitatea, deformaţiei în timpul forjării.

Dintre operaţiile de forjare liberă care favorizează neuniformitatea deformaţiei fac parte, în primul rînd, operaţia de refulare. Datorită acestui fapt în literatura de specialitate au fost publicate numeroase lucrări cu privire la stabilirea neuniformităţii deformaţiei la refulare şi a mijloacelor de reducere a acesteia. Din lucrările de specialitate, publicate pînă în prezent, rezultă că principalul factor care influenţează neuniformitatea deformaţiei la refulare îl constituie forţele de frecare dintre scule şi materialul care se deformează. Cu privire la aceasta s-a stabilit că pe măsura creşterii forţelor de frecare exterioară creşte şi neuniformitatea deformaţiei. De asemenea, neuniformitatea deformaţiei mai este influenţată şi de neomogenitatea chimică a materialului, de diferenţa de temperatură dintre centrul şi periferia semifabricatului şi de gradul total de deformare plastică.

Pentru reducerea neuniformităţii deformaţiei se recomandă ca forţele de frecare exterioară să aibă o valoare cît mai mică, iar materialul să fie cît mai omogen, din punct de vedere al compoziţiei chimice, şi cît mai uniform încălzit.

Influenţa gradului total de deformare plastică se resimte mai intens la refularea cu valori medii (40 — 60%).

În afara factorilor amintiți, în ultima vreme o atenție deosebită a fost acordată formei sculelor între care se produce refularea. Pe baza rezultatelor obținute la refularea unor epruvete de plumb, în lucrarea [1] se arată că în cazul refulării între scule concave neuniformitatea deformației crește în raport cu refularea între scule plane, în timp ce la folosirea sculelor convexe neuniformitatea deformației scade.

Pentru a stabili în ce măsură scade neuniformitatea deformației în cazul refulării oțelului, în lucrarea de față au fost efectuate încercări experimentale cu epruvete din oțel carbon. În afară de aceasta, în cadrul experiențelor s-a urmărit și găsirea unei soluții care să permită reducerea timpilor pauză care s-ar crea în secțiile de forjă la schimbarea sculelor pentru trecerea de la o operație la alta.

În vederea măsurării deformației locale și a stabilirii neuniformității deformației, epruvetele cu diametrul $D = 68$ mm și înălțimea $H = 100$ mm au fost prevăzute cu un șurub M 22, care a fost introdus excentric, astfel încît filetul șurubului să fie tangent la axa epruvetei.

Epruvetele de forma și dimensiunile indicate au fost încălzite la 1 100°C și refulate la un ciocan pneumatic.

Primele epruvete au fost refulate între scule plane, cu gradul de deformare unitară, adică gradul de deformare la o lovitură de ciocan, $\varepsilon_u = 4\%$. Pentru realizarea gradului de deformare unitară impus au fost folosite limitatoare. Gradul de deformare totală ε_t a fost de: 16, 32 și 48%.

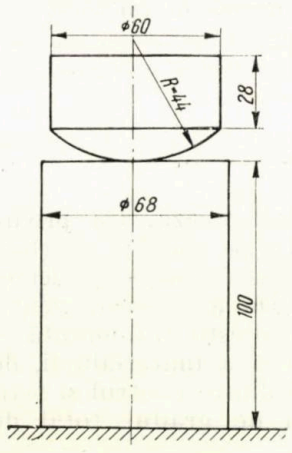


Fig. 1. Forma și dimensiunile sculei intermediare și ale epruvetei nedeformate.

După refularea primelor epruvete între scule plane restul epruvetelor au fost refulate între scule combinate, plan-convexe. Pentru compararea rezultatelor, gradele de deformare unitară și totală s-au păstrat aceleași ca și în cazul refulării între scule plane.

Operația de refulare în cel de-al doilea caz, adică în cazul simulării sculelor profilate, s-a făcut în felul următor: epruveta încălzită s-a așezat pe nicovală, iar deasupra ei a fost pusă scula intermediară (fig. 1).

Folosirea unei scule intermediare, așa cum rezultă din figura 1, s-a făcut în scopul evitării necesității de schimbare a sculelor la trecerea de la o operație la alta și deci a eliminării timpilor pauză în cazul refulării în secțiile de forjă. În acest fel deformarea epruvetei la prima lovitură de ciocan s-a produs prin intermediul calotei sferice, întocmai ca și cînd berbecul ar fi fost convex. Pentru îndreptarea suprafeței frontale superioare la cea de-a doua lovitură de ciocan scula intermediară a fost retrasă. După cea de-a doua lovitură de ciocan, adică după deformarea între scule plane, epruveta a fost întoarsă cu 180°, astfel încît suprafața pe care fusese așezată scula intermediară să devină suprafață de contact cu nicovala. La cea de-a treia lovitură scula intermediară a fost introdusă din nou, iar la lovitura a patra a fost retrasă. După cea de-a patra lovitură epruveta a fost readusă în poziția inițială și în continuare refularea s-a făcut în același mod pînă la obținerea gradului total de deformare plastică. Pentru menținerea constantă a gradului de deformare unitară ($\varepsilon_u = 4\%$) au fost folosite, de asemenea, opritoare de dimensiuni corespunzătoare.

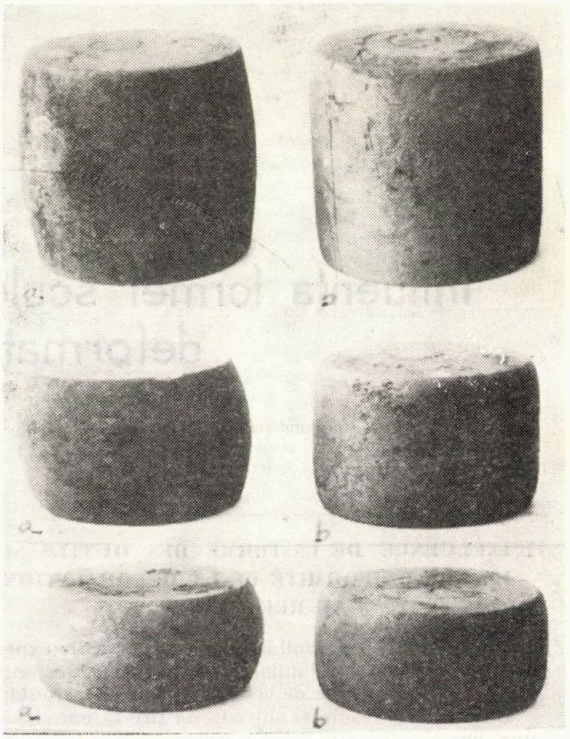


Fig. 2. Aspectul epruvetelor după refularea cu 16, 32 și 48% între scule plane și profilate.

În figura 2 se arată fotografiile epruvetelor refulate între scule plane (fig. 2,*a*) și între scule profilate (fig. 2,*b*).

După cum se vede din figura 2,*a*, rîndul de sus, butoierea epruvetelor refulate între scule plane s-a produs chiar de la începutul deformării plastice; acest fenomen a fost mult mai pronunțat decît în cazul refulării între scule profilate.

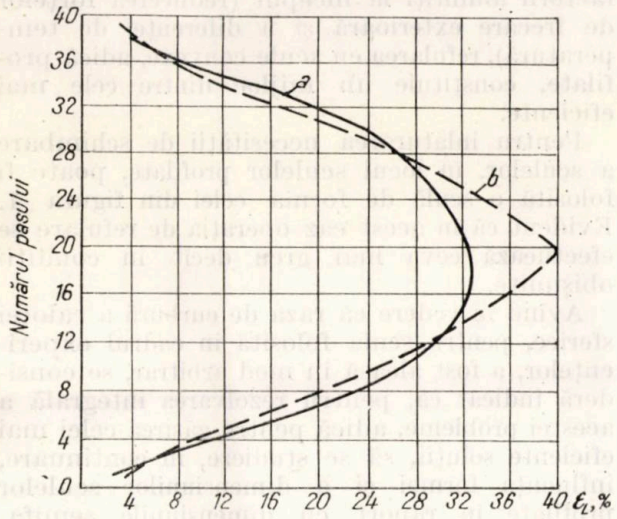


Fig. 3. Curbele de variație a deformării locale în funcție de numărul pasului pentru refularea cu 16% între scule plane și profilate: curba *a* — scule profilate (16% = 4 × 4%); curba *b* — scule plane (16% = 2 × 8%).

Dacă rezultatele obținute ar fi analizate numai pe baza aspectului exterior al epruvetelor refulate, s-ar putea ajunge la concluzia că neuniformitatea deformației, în cazul folosirii sculelor profilate, este foarte mică, practic neglijabilă.

Pentru o determinare mai exactă a neuniformității deformației, epruvetele refulate au fost secționate longitudinal, iar deformația locală s-a calculat pe baza modificării mărimii pasului șurubului introdus excentric.

În figura 3 se arată curbele de variație a gradului de deformare locală, funcție de numărul și, respectiv, de poziția pasului pe înălțimea epruvetei. Aceste curbe au fost trasate pe baza rezultatelor obținute după deformarea în condiții identice a minimum patru epruvete.

Valoarea gradului de deformare locală ε_l s-a calculat cu relația:

$$\varepsilon_l = \frac{h_0 - h_1}{h_0} 100,$$

în care:

h_0 și h_1 reprezintă pasul șurubului înainte și după deformare.

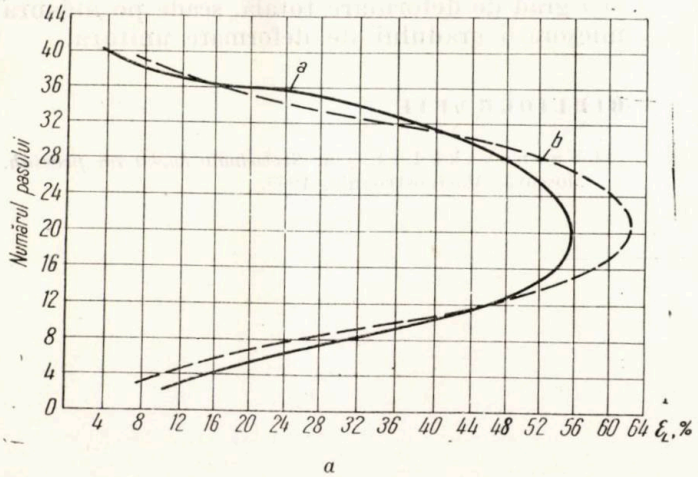
Din figura 3, în care curba *a* se referă la refularea între scule profilate, iar curba *b*, la refularea între sculele plane, se observă că în cazul deformației totale de 16%, deformarea locală a variat de la circa 3 pînă la 32% pentru refularea între scule profilate și pînă la 40% pentru refularea între scule plane. Făcînd o comparație între cele două valori ale deformării locale maxime (32 și 40%) pentru cazul deformației totale de 16%, rezultă o diferență de 20%.

În figura 4,*a* se arată curbele de variație a gradului de deformare locală pentru cazul cînd gradul de deformare totală a fost de 32%, iar în figura 4, *b*, pentru cazul cînd deformarea totală a fost de 48%.

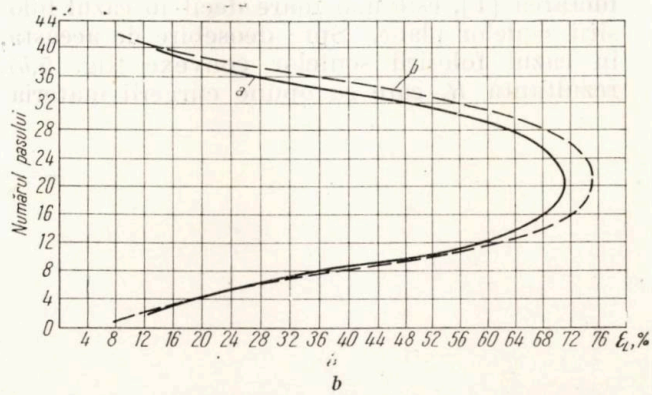
În cazul deformării totale cu 32% (fig. 4,*a*) diferența dintre valorile maxime ale deformării locale pentru refularea cu scule plane și refularea cu scule profilate a fost de aproximativ 15%, iar în al doilea caz (fig. 4,*b*) această diferență a fost de 7—8%.

Ținînd seamă de valorile indicate mai sus, rezultă că neuniformitatea deformației, determinată pe baza deformației locale, se menține și în cazul refulării între scule profilate, deși ca aspect exterior epruvetele par a fi deformate uniform.

O altă concluzie la care s-a ajuns analizînd curbele din figurile 3 și 4 constă în faptul că neuniformitatea deformației la refularea între



a



b

Fig. 4. Curbele de variație a deformării locale în funcție de numărul pasului pentru refularea cu 32 și 48% între scule plane și profilate: *a*: curba *a* — scule profilate (32% = 8×4%); curba *b* — scule plane (32% = 8×4%); *b*: curba *a* — scule profilate (48% = 12×4%); curba *b* — scule plane (48% = 12×4%).

scule profilate a fost în toate cazurile mai mică decît în cazul folosirii sculelor plane.

Reducerea neuniformităţii deformaţiei în cazul sculelor profilate cu formă convexă poate fi explicată prin mărimea diferită a rezultantei orizontale a forţelor exterioare care acţionează asupra epruvetei (fig. 5).

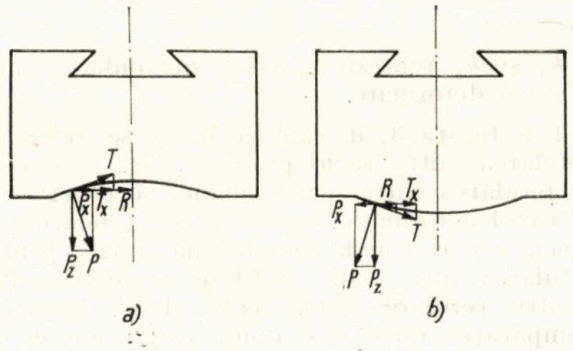


Fig. 5. Descompunerea şi compunerea forţei de deformare şi a forţei de frecare exterioară pentru cazul folosirii sculelor profilate concav şi convex: *a* — scule profilate concav; *b* — scule profilate convex.

În figura 5,*a* se indică pentru comparaţie descompunerea şi compunerea forţei de deformare P şi a forţei de frecare exterioară T pentru cazul folosirii sculelor profilate concav. Acelaşi lucru se indică în figura 5,*b* pentru cazul sculelor profilate convex. Evident că, în cazul sculelor plane, forţa de deformare P, fiind perpendiculară pe suprafaţa de contact, nu poate avea o componentă orizontală P_x, iar pentru forţa de frecare exterioară T, care este paralelă cu suprafaţa de contact, componenta T_x se confundă cu forţa de frecare exterioară. Cu alte cuvinte, şi din acest punct de vedere, sculele plane reprezintă cazul intermediar dintre cele concave şi convexe.

Din figura 5, *a* se observă că în cazul sculelor concave rezultanta R, care reprezintă suma componentelor P_x şi T_x, este mai mare decît forţa de frecare exterioară. Din această cauză şi neuniformitatea deformaţiei în cazul refulării între scule concave, aşa cum se arată în lucrarea [1], este mai mare decît în cazul folosirii sculelor plane. Spre deosebire de aceasta, în cazul folosirii sculelor convexe (fig. 5,*b*), rezultanta R, care se opune curgerii materialului în direcţia orizontală, este mai mică decît forţa de frecare exterioară. Datorită acestui fapt şi neuniformitatea deformaţiei este mai mică în cazul folosirii sculelor convexe, în comparaţie cu cele plane. De aceea, pentru reducerea neuniformităţii deformaţiei, pe lîngă factorii amintiţi la început (reducerea forţelor de frecare exterioară şi a diferenţei de temperatură), refularea cu scule convexe, adică profilate, constituie un mijloc dintre cele mai eficiente.

Pentru înlăturarea necesităţii de schimbare a sculelor, în locul sculelor profilate, poate fi folosită o sculă de forma celei din figura 1. Evident că în acest caz operaţia de refulare se efectuează ceva mai greu decît în condiţii obişnuite.

Avînd în vedere că raza de curbură a calotei sferice, pentru scula folosită în cadrul experienţelor, a fost aleasă în mod arbitrar, se consideră indicat ca, pentru rezolvarea integrală a acestei probleme, adică pentru găsirea celei mai eficiente soluţii, să se studieze, în continuare, influenţa formei şi a dimensiunilor sculelor profilate în raport cu dimensiunile semifabricatului. Este posibil ca reducerea diferenţei de neuniformitate a deformaţiei, pe măsura creşterii gradului total de deformare plastică (fig. 3 şi 4), să fie provocată de majorarea diametrului epruvetelor în timp ce forma şi dimensiunile sculei intermediare au rămas aceleaşi. De asemenea este posibil ca în cazul altor valori ale razei de curbură sau al altei forme a sculei, de exemplu convex-conică, să se obţină reduceri mai mari ale neuniformităţii deformaţiei.

Un alt factor, necesar a fi studiat în continuare, îl constituie gradul de deformare unitară. Din experienţele făcute în cadrul acestei lucrări, fără pretenţia de epuizare a problemei şi generalizare a rezultatelor obţinute, s-a observat că, în cazul folosirii sculelor profilate, neuniformitatea deformaţiei, pentru acelaşi grad de deformare totală, scade pe măsura micşorării gradului de deformare unitară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tarnovski I. I. ş. a. *Svobodnaia kovka na pressah.* Moscova, Maşinostroenie, 1967.

Considerații asupra unor caracteristici electrice ale electroliților de nichelare

Ing. E. GELLER
I.I.L. Metalurgica – București

CZ 669.248.7

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT CERTAINES CARACTÉRISTIQUES ÉLECTRIQUES DES ÉLECTROLYTES UTILISÉS AU NICKÉLAGE

On a établi, à la suite de nombreuses déterminations, la teneur optima en chlorure de nickel dans l'électrolyte, nécessaire pour assurer une valeur maxima de la „conductibilité électrique apparente", respectivement une tension minime, en même temps que l'obtention de quelques couches de nickel qui correspondent du point de vue de l'aspect, des propriétés mécaniques et de la résistance à la corrosion. Cette teneur se situe dans le voisinage des ciffres 20 à 30% de chlorure de nickel dans le mélange du bain de nickélage, par rapport à la teneur en sulfate de nickel. Cette teneur optima a été déterminée pour les températures de travail de 25°C, respectivement 50°C, auxquelles travaillent, en général, les bains de nickélage.

L'influence de la température sur „la conductibilité électrique apparente" est plus élvée pour les électrolytes à faible concentration (environ 100 g/l) et fortement concentrés (au-dessus de 300 g/l) que pour les électrolytes à concentration moyenne (environ 200 g/l).

CONSIDERATIONS REGARDING SOME ELECTRIC CHARACTERISTICS OF NICKEL-PLATING ELECTROLYTES

By means of a great number of tests, optimal content of nickel chloride in electrolytes, enabling to obtain a maximal value for „apparent electric conductivity" — respectively minimum tension, concurrently with suitable nickel layers as regards aspect, mechanical properties and corrosion resistance, was established. This content is situated in the range 20—30% nickel chloride in the plating bath, as against nickel sulphate content. The value of optimal content was established at 25°C, respectively 50°C, usual working temperatures for nickel-plating baths.

Influence of temperature on „apparent electric conductivity" is greater for low-concentration electrolytes (about 100 g/l) and high-concentration ones (above 300 g/l) than for medium concentrations (about 200 g/l).

În industria galvanotehnică modernă s-au produs în ultimii ani transformări mari care au dus la progrese însemnate în domeniul electroliților, în sensul dezvoltării unor procedee care asigură, pe lîngă alte calități ale băilor, și viteze foarte mari de depunere.

Un însemnat progres s-a făcut în special la băile de nichelare care pot funcționa, după unii autori [1], pînă la densități de curent catodice situate în vecinătatea valorii 40 A/dm².

Realizarea unor asemenea electroliți de nichelare, din care să se poată obține depozite utilizabile ca aspect și protecție anticorosivă, impune pe lîngă alți factori și o conductibilitate electrică ridicată avantajoasă, nu numai pentru electrolitul în sine și pentru consumul de energie, ci și pentru sursa de curent și întregul echipament electric.

La asemenea densități mari de curent se impun în general agregate cu putere foarte mare, capabile să debiteze curent la tensiuni pînă la 15 — 20 V.

O însemnată reducere a tensiunii se realizează în general cu electroliți calzi și bogați în cloruri. Îmbogățirea cu cloruri a acestor electroliți atrage însă și unele dezavantaje, cel mai important fiind poate acela al fragilității depozitului obținut.

Astfel, s-a pus problema determinării conținutului optim sau a conținutului limită în cloruri, necesar obținerii maximului de conductibilitate a electrolitului și a minimului de fragilitate a depozitului. De asemenea, s-a pus problema care este conductibilitatea electrică a unui electrolit pe bază de sulfați, a unui electrolit pe bază de cloruri și a unui electrolit pe bază de sulfați și cloruri de nichel. Influențele exercitate de sulfatul de nichel și de clorura de nichel sînt în general bine cunoscute și formează obiectul unui număr relativ mare de publicații.

Lucrarea de față constă în determinarea influenței sulfatului de nichel, a clorurii de nichel și a amestecului de sulfat și clorură asupra tensiunii la bornele căzii de nichelare.

Încercările s-au efectuat asupra următoarelor soluții: sulfat de nichel 100 g/l; clorură de nichel 100 g/l; sulfat de nichel 200 g/l; clorură de nichel 200 g/l; sulfat de nichel 300 g/l; clorură de nichel 300 g/l; 50% soluție sulfat de nichel (100 g/l) + 50% soluție clorură de nichel (100 g/l); 25% soluție sulfat de nichel (100 g/l) + 75% soluție clorură de nichel (100 g/l); 75% soluție sulfat de nichel (100 g/l) + 25% soluție clorură de nichel (100 g/l); 50% soluție sulfat de nichel (200 g/l) + 50% soluție clorură de nichel (200 g/l); 25% soluție

sulfat de nichel (200 g/l) + 75% soluție clorură de nichel (200 g/l); 75% soluție sulfat de nichel (200 g/l) + 25% soluție clorură de nichel (200 g/l); 50% soluție sulfat de nichel (300 g/l) + 50% soluție clorură de nichel (300 g/l); 25% soluție sulfat de nichel (300 g/l) + 75% soluție clorură de nichel (300 g/l); 75% soluție sulfat de nichel (300 g/l) + 25% soluție clorură de nichel (300 g/l).

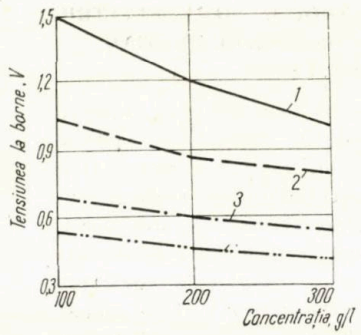


Fig. 1. Influența concentrației soluțiilor de sulfat de nichel și de clorură de nichel asupra tensiunii la borne: 1 — $NiSO_4$ la 25°C; 2 — $NiSO_4$ la 50°C; 3 — $NiCl_2$ la 25°C; 4 — $NiCl_2$ la 50°C.

Temperaturile de încercare au fost în toate cazurile de 25, respectiv de 50°C. S-au ales aceste temperaturi deoarece ele sînt cele mai des utilizate la băile de nichelare.

Determinarea s-a făcut într-o celulă provenind de la un sulfometru cu capacitatea 0,8 l, folosind ca sursă de curent un redresor cu seleniu (tip Electromagnetica). Măsurarea și reglarea intensității și a tensiunii s-au făcut prin reglajul fin al reostatului sulfometrului, la ale cărui aparate de măsură se puteau citi cu suficientă precizie valorile 0,02 A și 0,05 V.

Distanța anod-catod a fost în toate cazurile de 50 mm, catodul fiind confecționat din tablă de alamă, iar anozii, dispuși de o parte și de alta a catodului, din tablă de nichel.

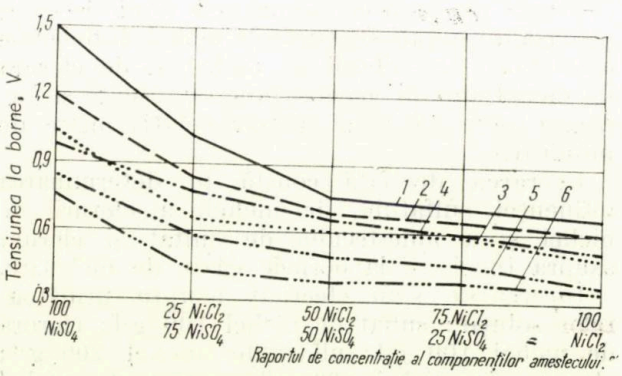


Fig. 2. Influența raportului de concentrație al componenților amestecului asupra tensiunii la borne: 1 — concentrație 100 g/l; 25°C; 2 — 200 g/l; 25°C; 3 — 100 g/l; 50°C; 4 — 300 g/l; 25°C; 5 — 200 g/l; 50°C; 6 — 300 g/l; 50°C.

Curentul care a trecut prin electrolit a fost la toate încercările de 0,1 A, în acest fel „concentrația de curent" fiind constantă. S-a determinat în toate cazurile tensiunea necesară trecerii acestui curent.

Este evident că prin această metodă de determinare nu s-a obținut conductibilitatea electrică efectivă ci o rezultantă provenind din conductibilitatea electrică, polarizarea catodică și anodică, electrochimică și de concentrație etc.

Valorile conductibilității electrice efective diferă deci de cele găsite de autor. Rezultatele obținute permit totuși tragerea unor concluzii destul de certe în privința rezistenței electrice și a regimului de exploatare a electroliților de nichelare pe bază de sulfați și de cloruri, ca și a influenței amestecurilor acestora.

Pentru a stabili ordinul de mărime a polarizării anodice și a influenței sale asupra „conductibilității aparente", autorul a înlocuit, la cîteva determinări, anozii de nichel prin anozi de plumb. Au rezultat diferențe destul de mari între „rezistența" electrolitului determinată cu anod solubil și „rezistența" electrolitului determinată cu anod de plumb.

Așa cum este de altfel de mult cunoscut, se observă în figura 1 că mărirea temperaturii și concentrației sărurilor în electrolit este avantajoasă „conductibilității aparente". Se mai observă că influența temperaturii este mai mare decît a concentrațiilor.

Mai interesante sînt curbele din diagramele cuprinse în figura 2. Ca și în figura 1, se constată că influența temperaturii este mai mare decît cea a concentrației. Din figură se constată că concentrația clorurii de nichel în baie are un domeniu optim (activează anozii, mărește conductibilitatea etc.) Se constată, de asemenea, că valoarea „conductibilității aparente" crește relativ puternic numai pînă la o anumită concentrație a clorurii din electrolit.

O mărire a concentrației de clorură peste această valoare nu duce decît la o foarte slabă îmbunătățire a „conductibilității aparente" nefiind justificată deci (din acest punct de vedere) cu nimic prezența masivă a clorurilor în baie. Se pare că valoarea limită a concentrației de clorură se situează la 20 — 30% din amestecul de săruri și că este foarte puțin influențată de temperatură.

Din aspectul curbelor mai rezultă că valoarea limită găsită (20 — 30%) depinde de concentrația totală a sărurilor în baie și că folosirea unei cantități mai mari de clorură în băi slab concentrate aduce unele îmbunătățiri ale „conductibilității aparente", respectiv scăderi ale tensiunii la borne. Rezultă că influența temperaturii asupra „conductibilității electrice aparente" se manifestă diferit la concentrații diferite ale electroliților.

În timp ce la aceeași compoziție, la electroliți slab concentrați, diferențele de tensiune de la 25 la 50°C sînt de 0,45 V la 25% $NiCl_2$ și de 0,2 V la 50% $NiCl_2$, la concentrația de 200 g/l

valorile diferențelor de tensiune scad la 0,28 V pentru 25% $NiCl_2$ și 0,18 V pentru 50% și 75% $NiCl_2$.

La concentrații mai mari (300 g/l) influența temperaturii începe să se manifeste mai pronunțat, diferențele de tensiune fiind de 0,35 V pentru 25% $NiCl_2$, de 0,28 V pentru 50% $NiCl_2$ și de 0,18 V pentru 75% $NiCl_2$ (fig. 3 și 4).

Astfel, se vede foarte clar că efectul temperaturii este maxim la un conținut de 25% $NiCl_2$.

La compozițiile simple — numai sulfat sau numai clorură de nichel — influența temperaturii asupra „conductibilității electrice aparente" este redată în figura 5.

Se constată că soluțiile în a căror componență intră numai sulfatul de nichel sînt mai sensibile la variații de temperatură, în sensul îmbunătățirii „conductibilității electrice aparente", în comparație cu soluțiile în a căror componență intră numai clorura de nichel.

Comparînd figurile 3, 4 și 5 rezultă ca fiind foarte evidentă influența clorurii de nichel asupra „conductibilității electrice aparente".

În concluzie se pot rezuma următoarele :

— Clorura de nichel mărește mai mult valoarea „conductibilității aparente" decît sulfatul de nichel.

— Mărirea concentrației componenților îmbunătățește „conductibilitatea electrică aparentă" ; limita superioară a concentrației nu este cunoscută și nu a fost determinată.

— Influența temperaturii asupra „conductibilității electrice aparente" este mai mare la soluțiile de sulfat decît la soluțiile de clorură de nichel.

— La amestecurile de soluții de sulfat și clorură de nichel mărirea concentrației este avantajoasă din punctul de vedere al „conductibilității electrice aparente".

— Amestecul cel mai avantajos dintre sulfatul de nichel și clorura de nichel este acela cu 20 — 30% $NiCl_2$. Concentrațiile mai mari de clorură de nichel măresc „conductibilitatea electrică aparentă" într-o măsură atît de mică încît practic nu poate fi realizată o sporire sensibilă a conductibilității în exploatare.

— Influența temperaturii asupra „conductibilității electrice aparente" este foarte pronunțată la electroliți cu conținut de clorură de nichel pînă la 20 — 30%. Peste această valoare orice adaos de clorură nu exercită o influență sensibilă.

— La electroliții cu concentrație mică, influența temperaturii asupra conductibilității electrice este mai mare decît la electroliții cu concentrație mare. Se observă însă că, după o scădere a influenței temperaturii la concentrații de 200 g/l, aceasta mărește sensibil „conductibilitatea aparentă", la concentrații peste 250 — 300 g/l. Cu alte cuvinte, electroliții slab concentrați și foarte concentrați în sulfat și clorură de nichel își măresc sensibil conductibilitatea electrică aparentă la încălzire, în timp ce electroliții cu concentrație medie sînt slab influențați de temperatură.

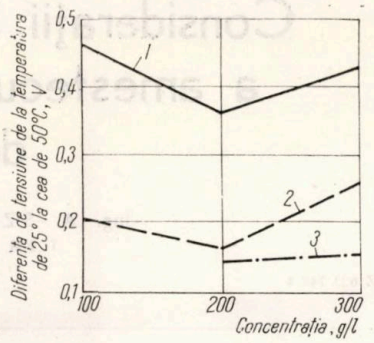


Fig. 3. Influența concentrației soluțiilor asupra diferenței de tensiune de la temperatura de 25 la 50°C : *1* — amestec cu 25% $NiCl_2$; *2* — amestec cu 50% $NiCl_2$; *3* — amestec cu 75% $NiCl_2$.

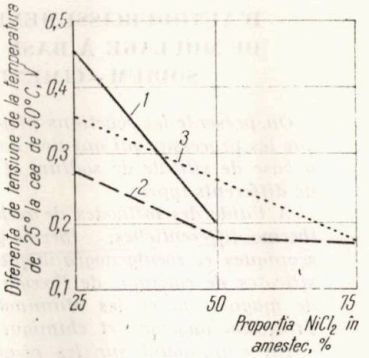


Fig. 4. Influența proporției de $NiCl_2$ în amestec asupra diferenței de tensiune de la temperatura 25 la 50°C : *1* — concentrație 100 g/l ; *2* — 200 g/l ; *3* — 300 g/l.

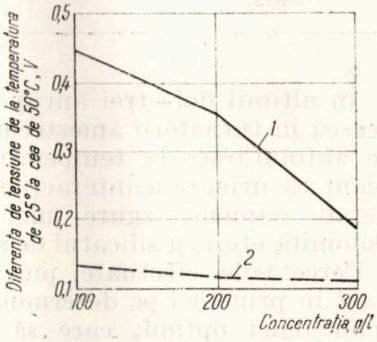


Fig. 5. Influența concentrației soluției asupra diferenței de tensiune de la temperatura de 25 la 50°C : *1* — soluție cu $NiSO_4$; *2* — soluție cu $NiCl_2$.

Acest lucru este evident la curenți foarte slabi. Rămîne deschisă problema dacă fenomenul se păstrează și la curenți mai puternici (de cîteva zeci de ori mai mari) utilizați tot mai des pentru intensificarea proceselor galvanice. În acest sens, cercetările autorului continuă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pfanhauser. Galvanotechnik. *Akademische Verlagsgesellschaft Becker u.* Erler K. G., 1941.

Consideraţii asupra mecanismului de autoîntărire a amestecurilor de formare bazate pe silicat de sodiu – ciment (zgure)

Ing. A. SZABO, dr. ing. E. COHN şi dr. ing. C. COSNEANU
ICEM I.C.T.C.M.

CZ 621.742.4

CONSIDÉRATIONS SUR LE PROCESSUS D'AUTODURCISSEMENT DES SABLES DE MOULAGE À BASE DE SILICATE DE SODIUM – CIMENT (LAITIER)

On présente les réactions physiques et chimiques ainsi que les processus qui ont lieu dans les sables de moulage à base de silicate de sodium et de laitier ou de ciment de différents types.

A l'aide des méthodes de recherche spectrographiques, thermo-différentielles, thermo-gravimétriques, microscopiques et roentgenographiques, on établit le rôle des silicates de calcium, de l'oxyde de calcium, de l'oxyde de magnésium et des aluminates de calcium, dans le processus physique et chimique d'autodurcissement.

En s'appuyant sur les résultats obtenus, on décrit le processus d'autodurcissement des sables de moulage étudiés.

CONSIDERATIONS REGARDING SELF – SETTING MECHANISM OF MOULDING MIXTURES ON SODIUM SILICATE – CEMENT (SLAG) BASE

The paper presents physico-chemical reactions and processes taking place in moulding mixtures prepared out of sodium silicate and slag or other various cements.

Utilizing spectrographical, thermodifferential, thermogravimetric, microscopic and X-ray research methods, part played by calcium silicates, calcium oxide, magnesium oxide and by calcium aluminates in the physico-chemical setting process was established.

Based on obtained results, self-setting mechanism of studied mixtures is explained.

În ultimii doi—trei ani au început să se folosească în turnătorii amestecuri de formare care se autoîntăresc la temperatura mediului ambiant ca urmare a interacţiunii unor lianţi minerali (ciment, zgure metalurgice, şlamuri, dolomită etc.) cu silicatul de sodiu.

Cercetările efectuate pînă în prezent s-au axat în principal pe determinarea parametrilor tehnologici optimi, care să asigure o viteză de autoîntărire corespunzătoare condiţiilor locale din turnătorii.

Abordarea într-o mai mică măsură a problemei mecanismului autoîntăririi amestecurilor de silicat de sodiu-ciment, zgure metalurgice, dolomită sau şlamuri se explică, pe de o parte, prin complexitatea mare a reacţiilor fizico-chimice care se desfăşoară într-un sistem polinar cu aproximativ 10—12 componenţi de bază iar pe de altă parte, prin apariţia destul de recentă a acestei probleme în atenţia cercetătorilor.

Procesul de întărire a amestecurilor de formare de acest tip este deosebit de complex şi începe o dată cu amestecarea fazei lichide (silicat de sodiu şi apă) cu ciment, zgură, oxizi, hidroxizi sau alţi lianţi anorganici.

În literatura de specialitate se arată că procesul de întărire a cimenturilor şi zgurelor în apă apare ca un rezultat al desfăşurării succesive şi simultane a mai multor fenomene elementare (hidroliză, dizolvare, hidratare, cristalizare, concreşterea cristalelor), care contribuie la formarea unei structuri de rezistenţă [1]—[7].

Prezenţa soluţiilor apoase de silicat de sodiu are ca efect accelerarea vitezei de întărire şi, chiar mai mult, în conformitate cu cercetările efectuate în ţară [1], silicatul de sodiu devine activatorul hidraulic de întărire a zgurelor metalurgice inactive în amestec cu apa.

Încercările de asimilare a mecanismului de reacţie şi a chimismului proceselor în cazul reacţiei silicat de sodiu-ciment cu cele întîlnite în sistemul ciment-apă au dus la scheme simple însă mult controversate [8], [9], [12]. De altfel însăşi mecanismul întăririi hidraulice a cimenturilor, explicat prin teoria coloidală,

teoria cristalină cu diferitele ei variante şi modele zeolitice, polimorfice sau ale peptizării, a constituit obiectul a numeroase controverse de-a lungul anilor.

Metoda de cercetare

În ICEM s-au întreprins diferite studii în vederea stabilirii mecanismului reacţiilor care au loc în amestecurile pe bază de silicat de sodiu-zgură (ciment, dolomită etc.) [13].

Pentru clarificarea unor aspecte fundamentale ale interacţiunii silicat de sodiu-ciment (zgură, oxizi) în mediu apos, s-au întreprins o serie de experimentări care au avut ca scop principal clarificarea aspectului chimic al proceselor. În acest scop s-au preparat, prin metode convenţionale, mineralele principale existente ca componenţi de bază în zgure, cimenturi metalurgice şi cimenturi aluminoase (tabela 1).

Tabela 1

Mineralele componente din :		
Zgure metalurgice	Cimenturi metalurgice	Cimenturi aluminoase
$3CaO \cdot SiO_2$	$3CaO \cdot SiO_2$	$CaO \cdot Al_2O_3$
$2CaO \cdot SiO_2$	$2CaO \cdot SiO_2$	$CaO \cdot 2Al_2O_3$
$CaO \cdot SiO_2$	MgO	$CaO \cdot 6Al_2O_3$
CaO	$4CaO \cdot Fe_2O_3 \cdot Al_2O_3$	
MgO	$3CaO \cdot Al_2O_3$	
$4CaO \cdot Fe_2O_3 \cdot Al_2O_3$		
$3CaO \cdot Al_2O_3$		

De asemenea, s-au preparat $Ca(OH)_2$, $Mg(OH)_2$, $Al(OH)_3$ iar soluţiile de silicat de sodiu utilizate au fost purificate în prealabil.

Se menţionează că amestecurile de formare pe bază de silicat de sodiu-zgure sau cimenturi metalurgice (M—400, PZ—400) sînt utilizate în practica curentă. Viteza de întărire dintre silicatul de sodiu şi cimenturile Portland, R.I.M. sau alte tipuri (exceptînd cele aluminoase şi metalurgice) este prea mare din care cauză nu s-au putut prepara amestecuri de formare pe baza acestor lianţi.

Gradul de puritate al compuşilor preparaţi a fost controlat analitic (verificarea CaO liber), termodiferenţial, termogravimetric şi roentgenografic. Pentru a se constata cinetica de priză a compuşilor sus-menţionaţi s-au efectuat amestecuri (în părţi egale) între fiecare component şi soluţia de silicat de sodiu purificată care avea modulul 2 şi densitatea 1,48 g/cm³. Viteza de întărire a amestecurilor s-a urmărit cu ajutorul aparatului Vicat (determinarea adîncimii de pătrundere a acului în amestecul de lianţi, în funcţie de timp).

Rezultate experimentale

Viteza de întărire a silicaţilor de calciu şi a oxidului de calciu, în comparaţie cu viteza de întărire a cimentului M—400 în reacţiile cu soluţia de silicat de sodiu este arătată în figura 1, *a*. Compoziţia chimică a cimentului M — 400 este următoarea : 25,37 % SiO_2; 58,04 % CaO ; 0,40% MgO ; rest Fe_2O_3, Al_2O_3.

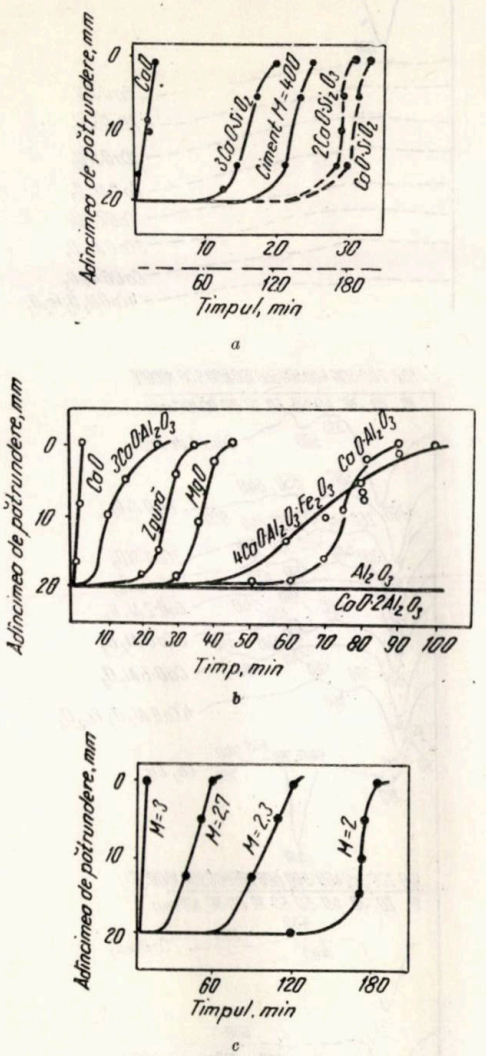


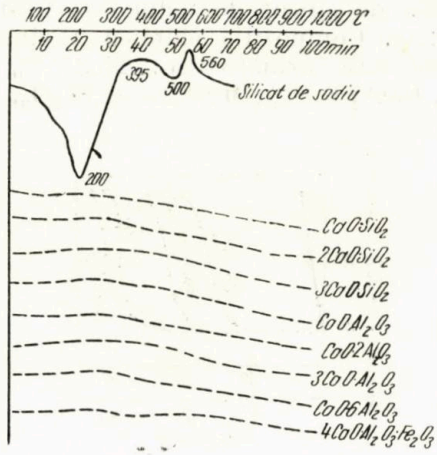
Fig. 1. Variaţia vitezei de întărire a amestecului dintre silicaţii de calciu (şi CaO) şi silicatul de sodiu (abscisa punctată se referă la curbele punctate din figură) (*a*), compuşii aluminoşi (*b*) şi silicatul bicalcic pur (*c*) cu silicatul de sodiu de diferite module.

Se poate constata că viteza de întărire este proporţională cu cantitatea de CaO din silicaţii respectivi, cea mai mare viteză prezentînd-o hidroxidul de calciu însuşi.

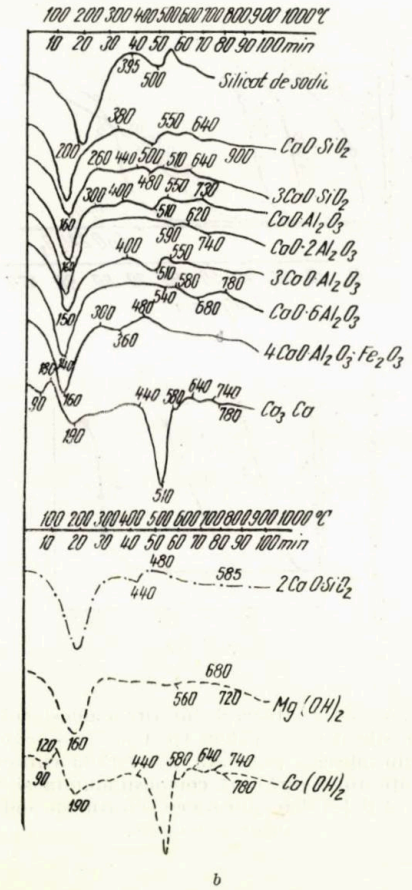
În figura 1, *b* se arată viteza de întărire în reacţia cu silicatul de sodiu a compuşilor aluminoşi în comparaţie cu viteza de întărire a $Ca(OH)_2$, a $Mg(OH)_2$ şi a zgurelor albe obţinute la elaborarea oţelurilor de calitate (25,47 % SiO_2;

50,43% CaO; 14,15% MgO; 8,57% Al_2O_3, în rest alţi oxizi).

Din datele experimentale arătate rezultă că, cu cît proporţia de oxid de calcium din com-



a



b

Fig. 2: *a* — Curbele termodiferenţiale ale mineralelor pure sintetizate; *b* — Curbele termodiferenţiale ale amestecurilor dintre compuşii sintetizaţi şi soluţiile de silicat de sodiu.

puşii aluminoşi este mai ridicată, cu atît întărirea este mai rapidă. Totodată se remarcă faptul că atunci cînd proporţiile de Al_2O_3 din compuşii aluminoşi cresc (CaO_2, Al_2O_3, $CaO \cdot 6Al_2O_3$ şi Al_2O_3 pur) reacţia de întărire nu se mai petrece.

Pentru a se urmări influenţa modulului silicatului de sodiu asupra vitezei de întărire, s-au efectuat amestecuri între silicatul bicalcic pur şi soluţiile de silicat de sodiu de diferite module. Rezultatele prezentate în figura 1,*c* arată că, paralel cu creşterea modulului silicatului de sodiu are loc accelerarea vitezei de reacţie. Din diagramele prezentate rezultă că toţi constituenţii cimenturilor metalurgice şi ai zgurelor reacţionează cu silicatul de sodiu (soluţie), producînd întăriri corespunzătoare.

Cimenturile aluminoase cu conţinut mare de $CaO \cdot 2Al_2O_3$, $CaO \cdot 6Al_2O_3$ nu produc întărire în reacţie cu silicatul de sodiu, fapt constatat şi în lucrările anterioare [13].

Din amestecurile mineralelor sintetizate şi soluţia de silicat de sodiu cu modul 2, s-au confecţionat microprobe Kühl, prin presare cu 100 kgf/cm², şi s-a determinat rezistenţa la compresiune la 24 h de la prepararea amestecurilor. Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Componenţii amestecurilor cu silicat de sodiu	Rezistenţa la compresiune la 24 h, kgf/cm²
Al_2O_3	0,0
$CaO \cdot 6Al_2O_3$	2,0
$CaO \cdot 2Al_2O_3$	10,0
$Ca(OH)_2$	11,5
$CaO \cdot SiO_2$	28,0
$2CaO \cdot SiO_2$	38,4
$Mg(OH)_2$	134,6
$3CaO \cdot SiO_2$	160,0
$4CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3$	186,0
$CaO \cdot Al_2O_3$	194,0
$3CaO \cdot Al_2O_3$	289,0

Din datele prezentate rezultă că este posibilă obţinerea unor tipuri de amestecuri de formare pe bază de silicat de sodiu în asociaţie cu oricare din compuşii analizaţi (tabela 2), care asigură o rezistenţă la compresiune mai mare, de 10—12 kgf/cm², şi o viteză de autoîntărire corespunzătoare cerinţelor tehnologice.

Compuşii sintetizaţi şi amestecurile dintre aceştia şi silicatul de sodiu (soluţie) au fost supuşi analizei termodiferenţiale şi termogravimetrice (la 24 h de la preparare), analizei spectrale în infraroşu şi analizei roentgenografice, în vederea elucidării mecanismelor de reacţie care se petrec în timpul întăririi.

Analizele termodiferenţiale ale mineralelor pure sintetizate nehidratate sînt prezentate în figura 2, *a*, iar amestecurile dintre acestea şi soluţia de silicat de sodiu, în figura 2, *b*. În figura 2,*b* sînt prezentate, de asemenea, şi curbele termodiferenţiale ale amestecurilor dintre $Ca(OH)_2$, $Mg(OH)_2$ şi silicatul de sodiu.

În figura 3 se arată pierderea în greutate suferită de silicatul de sodiu și de amestecurile acestuia cu ceilalți compuși, în funcție de temperatură.

Se constată (fig. 2) că soluția de silicat de sodiu pierde apa absorbită și de constituție

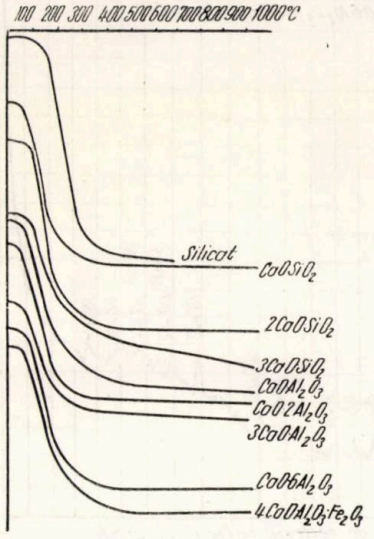


Fig. 3. Pierderea în greutate a amestecurilor dintre compușii sintetizați și soluția de silicat de sodiu, în funcție de temperatură.

la 100—320°C, cu un maximum la 200°C. Pierderea apei este marcată de o inflexiune la 160°C, care delimitează practic terminarea procesului de eliminare a apei absorbite; procesul se continuă și se accentuează prin eliminarea apei de constituție. La 395°C apare un maxim care poate fi atribuit formării silicatului de sodiu în fază solidă care se descompune la circa 500°C; la 560°C se formează alte produse. După această temperatură produsul se înmoaie, se topește și apare efectul endotermic caracteristic.

În ceea ce privește mineralele sintetizate și calcinate se observă (fig. 2, *a*) că acestea nu prezintă în general efecte termice, excepție făcînd $Ca(OH)_2$ și $Mg(OH)_2$ care, după cum este cunoscut, prezintă la 600°C și, respectiv, la 450°C efecte pronunțate endotermice [4].

Curbele termodiferențiale ale amestecurilor dintre mineralele sintetice și soluția de silicat de sodiu prezintă o diferență calitativă față de mineralele respective sau silicatul de sodiu (fig. 2, *b*).

Se pot enumera, ca diferențe caracteristice tuturor probelor:

— dispariția efectului endotermic între 160 și 320°C, cu minim caracteristic la 200°C, rămînînd în vigoare doar efectul între 100 și 160°C, cu un minim caracteristic la 160°C;

— dispariția celui de-al doilea efect endotermic caracteristic pentru silicatul de sodiu hidratat care se explică prin transformarea hidrogelului de silice, prin reacții, în noi compuși hidratați, care se descompun în mai multe trepte la temperaturi mai ridicate. (Efectele endotermice între 400 și 500°C, 500 și 700°C și 700 și 800°C).

Nici unul dintre aceste efecte nu corespunde efectelor caracteristice pentru hidroxizii de calciu și de magneziu. Mai mult, în cazul amestecului $Ca(OH)_2+SiO_3Na_2$, în intervalul 90—160°C, apare un efect exotermic pronunțat, datorit formării, în prezența apei la această temperatură, a noilor compuși. Aceste efecte exotermice sînt caracteristice în cazul reacției silicatului de sodiu cu $3CaO \cdot SiO_2$, $2CaO \cdot SiO_2$, $CaO \cdot SiO_2$, $Ca(OH)_2$ și aluminaților, ceea ce arată că compușii formați în aceste procese sînt apropiați din punct de vedere al constituției și influențează proprietățile microscopice ale amestecurilor date.

Astfel, viteza de întărire este în legătură directă cu formarea hidrogelurilor de calciu, siliciu, magneziu, aluminiu, în prezența hidroxidului de sodiu (provenit din silicatul de sodiu prin disociere) printr-un proces de hidroliză accelerat de ultimul.

Curbele termodiferențiale și termogravimetrice ale amestecurilor studiate evidențiază, după cum s-a arătat, dispariția caracterului silicatului de sodiu, precum și a mineralelor sintetizate, și indică prezența noilor formații chimice complexe care se formează în urma interacțiunii hidrogelurilor.

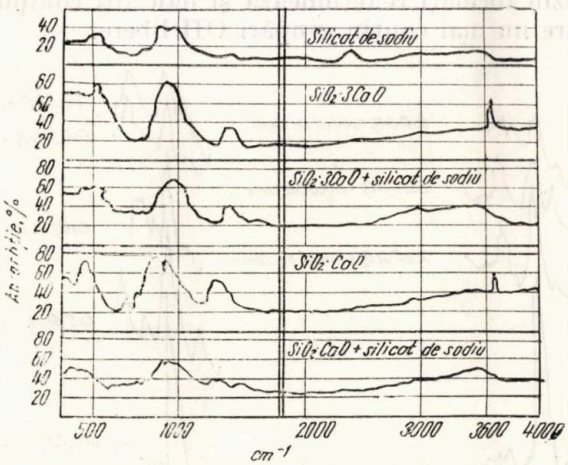


Fig. 4. Spectrele de absorbție în infraroșu ale unor minerale pure sintetizate și ale amestecurilor dintre acestea cu soluția de silicat de sodiu.

Spectrele de absorbție în infraroșu ale mineralelor pure sintetizate și ale amestecurilor dintre acestea și soluția de silicat de sodiu cu modulul 2 și densitatea 1,48 au fost efectuate la un spectrofotometru U.R. 10 Zeiss în pastile de bromură de potasiu (fig. 4).

La analizarea curbelor de absorbție obținute la mineralele pure înainte și după reac-

ţia cu silicatul de sodiu se constată schimbări calitative la nivelul legăturilor moleculare.

Este caracteristică prezenţa benzilor de absorbţie pentru grupările OH libere la 3 600 cm^{-1}

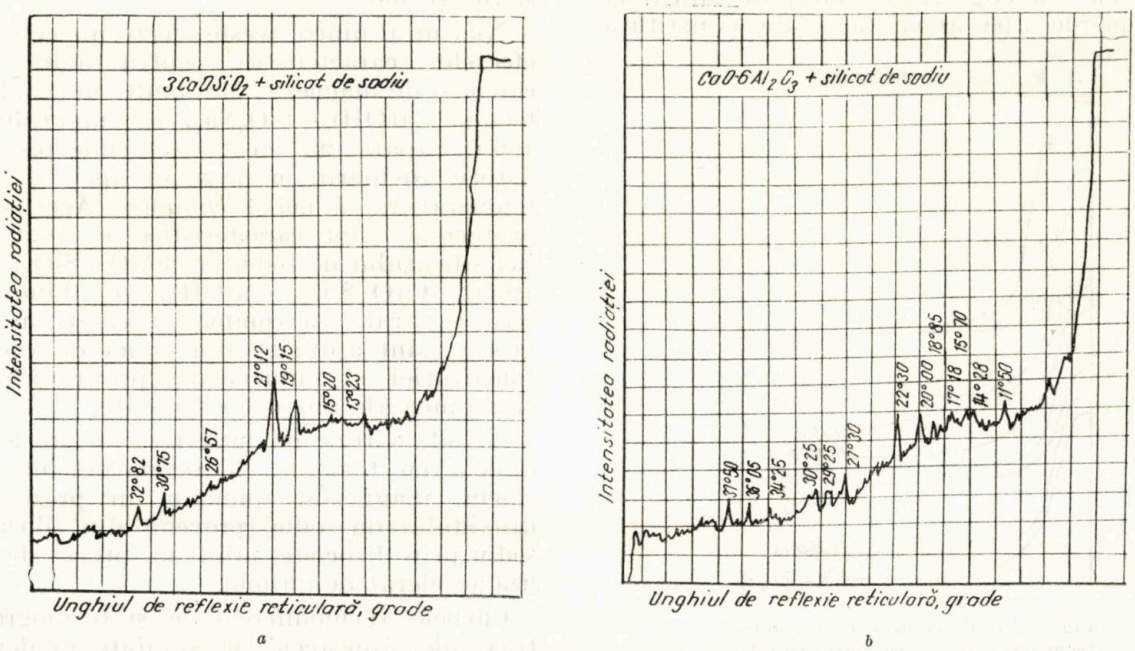


Fig. 5: *a* — Difractograma amestecului $3CaO \cdot SiO_2$ cu silicat de sodiu ; *b* — Difractograma amestecului $CaO \cdot 6Al_2O_3$ cu silicatul de sodiu.

şi dispariţia acestora în curbele amestecurilor dintre minerale şi silicat de sodiu. Această dispariţie arată că hidroxizii de calciu şi de magneziu formaţi reacţionează şi dau alţi compuşi care nu mai conţin grupări OH libere.

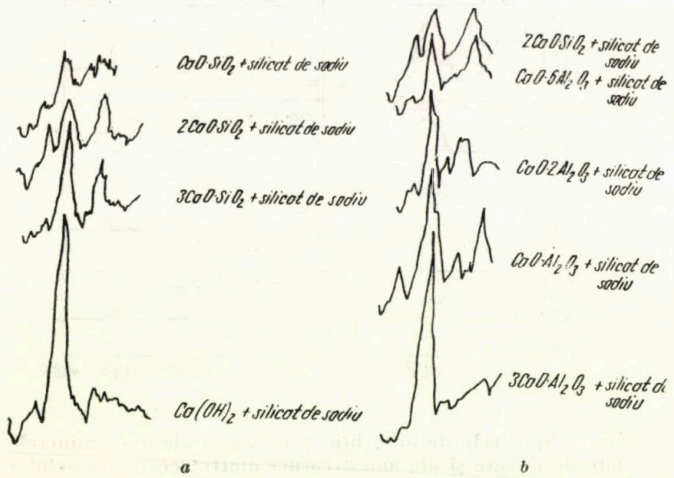


Fig. 6. Compararea difractogramelor amestecurilor: *a* — dintre silicatul de sodiu şi silicaţii mono-, di-, tricalcic şi $Ca(OH)_2$; *b* — dintre silicatul de sodiu şi $3CaOAl_2O_3$, $CaOAl_2O_3$, $CaO2Al_2O_3$, $CaO6Al_2O_3$ şi $2CaOSiO_2$.

Curbele de absorbţie în infraroşu completează şi sînt în concordanţă cu constatările efectuate pe baza curbelor termodiferenţiale şi termogravimetrice.

Analiza roentgenografică s-a efectuat la difractometrul tip Tur M—61 cu contor Geiger-Müller sincronizat cu potenţiometrul înregistrator. Difractogramele au permis identificarea atît a compuşilor puri [$Ca(OH)_2$; $Mg(OH)_2$, $2CaO \cdot SiO_2$; $CaO \cdot SiO_2$; $3CaO \cdot SiO_2$ etc.] cît şi a compuşilor noi formaţi prin intercompararea diagramelor obţinute.

În figura 5 se prezintă pentru exemplificare difractogramele amestecurilor $3CaO \cdot SiO_2$ + silicat de sodiu şi $CaO \cdot 6Al_2O_3$ + silicat de sodiu.

Maximele obţinute în diagramele roentgenografice trasate au fost comparate cu maximele compuşilor puri respectivi existente în literatură [14], [15], identificîndu-se în acest fel compuşii noi formaţi.

În figura 6 se prezintă un grup de linii caracteristice cuprinse între nivelele 17 şi 22°C, care indică clar formarea hidrosilicaţilor de tipul $2SiO_2 \cdot CaO \cdot H_2O$, ca urmare a reacţiilor dintre silicatul de sodiu şi silicatul mono-, di- şi tricalcic şi [$Ca(OH)_2$] [14], [15].

Difractogramele efectuate permit identificarea prezenţei gipsitului [$Ca(OH)_2$] liber, precum şi a silicatului de sodiu nereacţionat.

Este de menţionat că liniile caracteristice mineralelor sintetizate dispar. Aceste informaţii sînt în concordanţă cu analizele termodiferenţiale, termogravimetrice şi spetrografice în infraroşu, precum şi cu proprietăţile tehnice ale amestecurilor dintre silicatul de sodiu şi mineralele sintetizate.

Grupa aluminaţilor (fig. 6, *b*) poate fi divizată în două subgrupe principale. Prima subgrupă este caracterizată prin prezenţa liniilor caracteristice disilicatului de calciu hidratat ($2SiO_2 \cdot CaO \cdot H_2O$) şi a compuşilor ternari

de tipul $SiO_2 \cdot Al_2O_3 \cdot Na_2O \cdot H_2O$ și, în subordonat, baierit [$Al(OH)_3$].

În a doua subgrupă cu conținut ridicat de alumină ($CaO \cdot 6Al_2O_3$, $CaO \cdot 2Al_2O_3$, $Al(OH)_3$ devine evidentă prezența predominantă a $Al(OH)_3$ și a $SiO_2 \cdot Al_2O_3 \cdot Na_2O \cdot H_2O$, compuși care nu dau întărire. Se formează subordonat și $2SiO_2 \cdot CaO \cdot H_2O$ în proporții reduse.

Confruntarea rezultatelor analitice obținute permite schițarea mecanismului și a chimismului proceselor de întărire ale amestecurilor bazate pe silicat de sodiu-ciment (zgură-oxizi).

Mecanismele de reacție

Silicații de calciu existenți în proporții majoritare atît în cimenturi, cît și în zgure, suferă la contactul cu apa următoarele reacții de hidroliză [3], [4]:

$$3CaO \cdot SiO_2 + nH_2O \rightarrow Ca(OH)_2 + SiO_2\,2CaO_{(n-1)}H_2O \quad I$$

$$2CaO \cdot SiO_2 + 2H_2O \rightarrow Ca(OH)_2 + SiO_2 \cdot CaO \cdot H_2O \quad II$$

$$CaO \cdot SiO_2 + nH_2O \rightarrow Ca(OH)_2 + SiO_2nH_2O \quad III$$

Se știe că soluțiile apoase de hidroxid de sodiu contribuie la accelerarea reacțiilor de mai sus [1].

În prezența silicatului de sodiu ca urmare a disocierii electrolitice a acestuia în mediu apos apare hidroxid de sodiu conform reacțiilor:

$$nNa_2OmSiO_2 \rightarrow mSi_3O_3^{2-} + 2nNa^+ \quad IV$$

$$SiO_3^{2-} + 2H_2O \rightarrow SiO_2 \cdot H_2O + 2OH^- \quad V$$

$$2Na^+ + H_2O \rightarrow 2NaOH + 2H^+ \quad VI$$

Ca urmare a disocierii silicatului de sodiu, gelul de silice format în reacția V reacționează cu $Ca(OH)_2$ format în reacțiile I, II și III, cu formare de silicat monocalcic:

$$Ca(OH)_2 + 2SiO_2 \cdot H_2O \rightarrow 2SiO_2 \cdot CaO \cdot H_2O \quad VII$$

Ținînd seamă de relația IV această reacție se poate formula:

$$Ca(OH)_2 + nNa_2OmSiO_2 \rightarrow 2SiO_2 \cdot CaOH_2O + nNa_2O_{m-2}SiO_2 \quad VIII$$

Silicatul de sodiu rezultat în urma reacției VIII are mai puțin SiO_2 în constituția sa decît cel inițial, constatîndu-se o scădere a modulului soluțiilor de silicat de sodiu.

Disilicații monocalcici avînd o bazicitate mai redusă (raport $CaO : SiO_2 < 1{,}5$) se formează ca hidrogeluri și au proprietăți liante superioare celorlalți silicați cu bazicitate mai ridicată (raport $CaO : SiO_2 > 1{,}5$) [1].

Solidificarea amestecurilor, a miezurilor și a formelor preparate din silicat de sodiu-zgură (ciment) la aer se datorează, în cea mai mare parte, următoarelor procese:

— Hidroliza silicaților de calciu ca urmare a reacțiilor I, II și III arătate anterior. Datorită acestui fapt concentrația și densitatea soluției de silicat de sodiu crește, ceea ce antrenează o mărire a viscozității soluției care trece progresiv în stare solidă, asigurînd autoîntărirea întregului amestec.

— Disilicatul de sodiu hidratat care rezultă din reacția VIII se formează ca geluri lipicioase care aderă de grăunții de nisip, întregul amestec căpătînd plasticitate ridicată. Gelurile de silicat de calciu cristalizează treptat, devenind dure și contribuind astfel la întărirea treptată a amestecurilor respective.

Oxizii de calciu și de magneziu

Oxizii de calciu și de magneziu existenți în zgure (în proporții de 2—12%) și cimenturi adeseori în proporții însemnate se hidratează în contact cu apa:

$$CaO + H_2O \rightarrow Ca(OH)_2$$

$$MgO + H_2O \rightarrow Mg(OH)_2$$

Hidroxidul de calciu format reacționează conform relațiilor VII și VIII și cu formare de disilicat monocalcic.

Hidroxidul de magneziu în contact cu soluția de silicat de sodiu suferă reacții similare:

$$Mg(OH)_2 + nNa_2O\,mSiO_2 \rightarrow SiO_2 \cdot MgO \cdot H_2O + nNa_2O_{m-1}SiO_2 \quad IX$$

$$SiO_2 \cdot MgO \cdot H_2O + 2NaOH \rightarrow SiO_2 \cdot MgO \cdot Na_2O \cdot H_2O + H_2O \quad X$$

Silicații de magneziu formați ca hidrogeluri au capacitatea de liere asemănătoare cu a silicaților de calciu.

După cum se arată, ca rezultat al interacțiunii chimice a hidrogelurilor rezultate se formează silicați hidratați de calciu și magneziu, precum și combinații ternare de tipul $SiO_2 \cdot MgO \cdot Na_2O \cdot H_2O$, care cristalizează cu viteze diferite în funcție de concentrația de hidroxizi de sodiu și deci de modulul soluțiilor de silicat de sodiu.

În figura 1, *c* se arată că viteza de întărire a silicatului bicalcic în reacție cu silicatul de

sodiu crește paralel cu creșterea modulului ultimului. Din acest motiv se poate conclude că reacțiile de bază care produc întărirea sînt reacțiile VIII în care se formează silicați hidratați de calciu și magneziu.

Hidroxidul de sodiu are un rol accelerator al hidrolizei silicaților de calciu dar contribuie la solubilizarea compușilor care se formează din care motive scăderea modulului la soluțiile de silicat de sodiu utilizate duce la viteze de întărire mai reduse.

Aluminații de calciu existenți în zgure și cimenturi metalurgice în prezența apei suferă o reacție de hidratare urmată de hidroliză :

$$3CaO \cdot Al_2O_3 + 6H_2O \rightarrow 3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 6H_2O \quad XI$$

$$3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 6H_2O + H_2O \rightarrow 3Ca(OH)_2 + 2Al(OH)_3 \cdot H_2O \quad XII$$

Hidroxidul de sodiu rezultat ca urmare a disocierii silicatului de sodiu (reacția VI) accelerează reacția de hidroliză și reacționează cu $Al(OH)_3$ format astfel :

$$Al(OH)_3 + NaOH \rightarrow AlO_2Na + 2H_2O \quad XIII$$

$Ca(OH)_2$ reacționează așa cum s-a arătat anterior.

În mod similar se petrece hidratarea și hidroliza compușilor $CaO \cdot Al_2O_3$, $CaO \cdot 2Al_2O_3$ și $CaO \cdot 6Al_2O_3$ care există în proporții mari în cimenturile aluminoase, cu singura deosebire că apa pusă în libertate este în cantitate mai mare :

$$6Al_2O_3 + 12NaOH \rightarrow 12AlO_2Na + 6H_2O \quad XIV$$

De asemenea în prezența silicatului de sodiu aluminații de calciu reacționează și sub forma următoare :

$$nNa_2OmSiO_2 + 2Al(OH)_3 \rightarrow mSiO_2nNa_2O \cdot Al_2O_3 \cdot H_2O + 2H_2O \quad XV$$

Compusul ternar format nu contribuie la realizarea întăririi finale a produselor formate.

Dacă aluminatul tricalcic existent în zgure și cimenturi metalurgice contribuie la realizarea întăririi datorită proporțiilor mari de CaO din molecula sa, compușii $CaO \cdot 2Al_2O_3$, $CaO \cdot 6Al_2O_3$ și Al_2O_3 prezenți în cimenturile aluminoase anihilează capacitatea de întărire în reacția cu silicatul de sodiu, din următoarele motive :

— aluminații de sodiu formați sînt ușor solubili în mediul de reacție ;

— în urma reacțiilor XIV și XV apare apă care diluează mediul în care se petrece reacția ;

— formarea compușilor ternari de tipul $SiO_2 \cdot Al_2O_3 \cdot Na_2O \cdot H_2O$ care nu au proprietăți liante și care scad concentrația SiO_2.

În aceste condiții timpul de întărire tinde spre infinit iar rezistențele, spre zero.

Din aceste motive, așa cum s-a constatat în practică [13] cimenturile aluminoase nu pot fi utilizate în reacția cu silicatul de sodiu pentru obținerea amestecurilor de formare fluide.

Feroaluminatul tetracalcic component al zgurelor și cimenturilor metalurgice hidrolizează în prezența apei în felul următor :

$$4CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3 + mH_2O \rightarrow 3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 6H_2O + CaO \cdot Fe_2O_{3m-6}H_2O \quad XVI$$

Aluminatul tricalcic format reacționează conform relațiilor XII și XIII și contribuie la realizarea întăririi.

Feritul de calciu se hidrolizează conform reacției :

$$CaO \cdot Fe_2O_3 \cdot nH_2O \rightarrow Ca(OH)_2 + Fe(OH)_3 + H_2O \quad XVII$$

Hidroxidul de calciu format reacționează așa cum s-a arătat anterior, formînd silicați de calciu.

După cum se poate vedea în figura 1 feroaluminatul tetracalcic contribuie la realizarea întăririi în reacție cu silicatul de sodiu.

Procesele de întărire care au loc în fază eterogenă în reacția silicatului de sodiu cu zgurele și cimenturile sînt deosebit de complexe, toți componenții acestora participînd la realizarea unei structuri spațiale cu rezistență ridicată.

Concluzii

— Solidificarea amestecurilor de formare pe bază de silicat de sodiu-ciment (zgure) se datorează transformării silicaților tricalcic, bicalcic și monocalcic din zgure și cimenturi în disilicat de sodiu ($2SiO_2 \cdot CaO$), ca urmare a reacțiilor chimice ce se petrec și deshidratării soluției de silicat de sodiu care are loc la hidroliza silicatului mono-, bi- și tricalcic.

— Ceilalți componenți mineralogici ai cimenturilor și zgurelor, și anume CaO, MgO, $4CaOFe_2O_3$, Al_2O_3, $3CaO \cdot Al_2O_3$, $CaO \cdot Al_2O_3$ contribuie la realizarea întăririi proporțional cu cantitățile în care există în zgure și cimenturi.

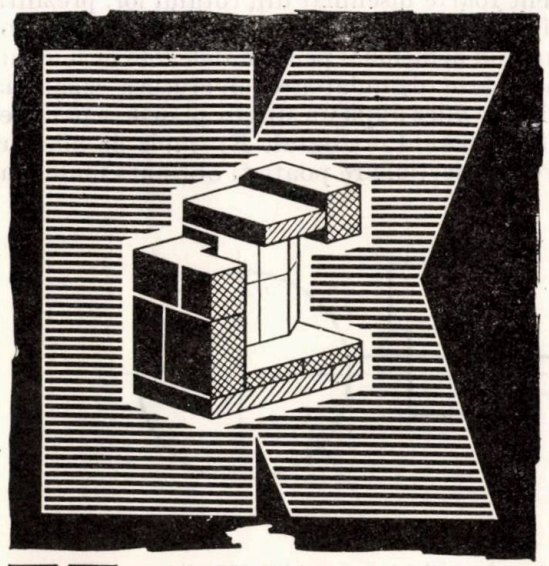
Ca urmare a acestei constatări se poate prevedea posibilitatea obținerii de amestecuri de

formare autoîntăritoare pe bază de silicat de sodiu și oricare dintre compușii sus-menționați.

— Compușii aluminoși $CaO \cdot 2Al_2O_3$, $CaO \cdot 6Al_2O_3$ și Al_2O_3 nu duc la reacții de întărire, iar prezența lor în zgure sau cimenturi contribuie la scăderea capacității de întărire a amestecurilor pe bază de silicat de sodiu-ciment, zgure (sau oxizi de calciu și de magneziu).

BIBLIOGRAFIE

[1] Teoreanu I. *Tehnologia lianților și betoanelor.* București, Editura didactică și pedagogică, 1967, p. 161, p. 240.
[2] Cernogorov P. V. *Liteinoie proizvodstvo,* nr. 9, p. 17.
[3] Nekrasov K. D. *Jarauparnîi himiceski stoiki beton na jidkom stecle.* Moscova, Goshimizdat, 1959.
[4] Grigoriev F. I. *Rastvorimoe Steclo.* Moscova, Promstroizdat, 1959.
[5] Aller R. K. *Kolloidnaia himia kremnezema i silikatov Gostroizdat.* Moscova, 1959.
[6] Taylor H. și Heller L. J. Chem. Soc. 1951, p. 2397. 1952, p. 1018, 2535.
[7] Manilov I. A. și Kliucovski S. I. *Fizicheskaia himia i himia Kremnia.* Moscova, Goshimizdat, 1962, p. 228.
[8] Jelinek P. Slévárenstvi, nr. 1, 1968, p. 9.
[9] Cernogorov P. V. și Nichiforov A. P. Liteinoie Proizvodstvo, nr. 8, 1965, p. 28.
[10] Paulicek R. Slévárenstvi, nr. 11, 1967, p. 457.
[11] Petrzela L. Slévárenstvi, nr. 4—5, 1967, p. 123.
[12] Okahayashi K. Imono, Journal of Japan Foundryman's Soc. nr. 5, 1968, p. 449.
[13] Cosneanu C. *Noi amestecuri de formare utilizate în turnătorii.* I.D.T., București, 1968.
[14] Mihaev V. I. *Renigenograficeshii ogredeliteli mineralov.* Moscova, Gosgedtehizdat, 1957.
[15] Mihaev V. I. *Tabelele ASTM cu privire la difracția razelor X,* 1966.



KORVISIT

ŞI NOVOKOR,

produse refractare corindonice topite pentru cuptoarele de încălzire din industria oţelului

Exportator:

Intreprinderea de Comerţ Exterior pentru uleiuri şi produse miniere din R. P. Ungară

Budapesta 62 Căsuţa poştală 130

Telex 961, 962

Producător:

Fabrica de alumină şi corindon „Mosonmagyarovar"-R.P. — Ungară

Agregat complex de miezuire

Ing. S. CHIOREANU
Institutul de proiectări pentru construcţii de maşini — Braşov

CZ 621.743.344

AGRÉGAT COMPLEXE POUR L'ÉXÉCUTION DES NOYAUX

On décrit un agrégat destiné à l'éxécution, par explosion et par polymérisation, des noyaux pour les fonderies appartenant à l'industrie de la construction mécanique. Ecrit pour les techniciens qui travaillent dans les fonderies ou dans les instituts qui poursuivent le développement des entreprises, ainsi que pour tous ceux qui établissent le projet des outillages des fonderies, l'article fait ressortir, pour les premiers, les avantages technologiques et économiques offerts par le nouvel agrégat comparé aux installations en ligne qui fonctionnent actuellement dans plusieurs fonderies et, pour les derniers, le schéma constructiv et le principe de commande de l'agrégat.

COMPLEX CORE — MAKING UNIT

The paper describes an intregrated core-making equipment for the production of the cores required in the machine construction industry foundries. Of a particular interest for both foundry production engineers and foundry equipment designers, the paper stresses the technological and economical advantages of the complex core-making unit as compared with the linear core-making facilities currently used in certain foundries, and describes the design and the control and drive system of the unit.

Marea diversitate de forme care se întîlnesc la miezurile executate în turnătorii, asociată cu cantitatea masivă de miezuri pe care o reclamă fabricaţia în construcţia de maşini, impun dotarea turnătoriilor cu linii semiautomate şi automate pentru miezuire.

Liniile de miezuire aflate în exploatare sau care urmează a fi montate în noile turnătorii din R. S. România sînt alcătuite, de regulă (fig. 1) dintr-o maşină de împuşcat cu ciclu comandat, unul sau două cuptoare de polimerizare cu ciclu automat şi unul sau două demulatoare comandate, dispuse toate în linie. Deşi sînt linii de mare productivitate, acestea nu pot satisface toată gama de miezuri necesară, dat fiind faptul că un număr de miezuri, reprezentînd un procent foarte însemnat din totalul lor, prezintă configuraţii care nu pot fi obţinute sau se obţin în mod neraţional pe actualele linii de miezuire, ale căror demulatoare efectuează separaţia cutiilor de miez după un singur plan de separaţie, de obicei planul orizontal. Exemple de miezuri a căror confecţionare poate fi obţinută mult mai raţional în cutii de miez cu separaţie verticală sau mixtă sînt multiple în construcţia de automobile şi tractoare, producţia lor ridicîndu-se la milioane de bucăţi pe an.

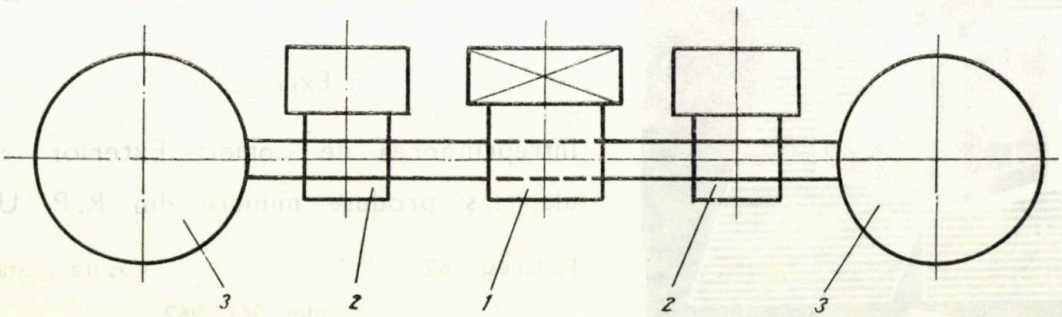


Fig. 1. Linie de miezuire: *1* — maşină de împuşcat; *2* — demulator; *3* — cuptor carusel.

Important este că folosirea celui mai adecvat mod de separaţie a cutiilor de miez favorizează obţinerea unor avantaje deosebit de mari,

că : realizarea unor suprafeţe corecte de aşezare în ramă ; posibilităţi mari de execuţie a miezurilor cave care permit eliminarea operaţiei de polimerizare ulterioară demulării ; însemnate economii de amestec de miez etc.

În articolul de faţă se prezintă un agregat complex de miezuire care, prin simple comutări de circuite pneumatice de comandă, oferă, după dorinţă, posibilitatea de a realiza toate modurile de separaţie a cutiilor de miez prin demulare cu : separaţie în plan orizontal, separaţie în plan vertical, separaţie mixtă.

În acelaşi timp, agregatul este complet automatizat, pornirile şi opririle utilajelor fiind interdependente, după ce fiecare ciclu este declanşat de către un releu de timp.

Agregatul (fig. 2) este alcătuit din următoarele utilaje : maşină de împuşcat miezuri ; carusel sau vatră rotativă ; cuptor tunel care îmbracă 1/2—3/4 din carusel şi este încălzit cu ajutorul unor radianţi cu gaz metan sau electrici ; demulator.

Expunerea principiului de funcţionare a agregatului se va începe cu cazul execuţiei miezurilor în cutii cu separaţie mixtă, cazul în care reţeaua de comandă şi acţionare este utilizată în întregime.

Execuţia miezurilor cu separaţie mixtă. Se presupune situaţia în care s-a efectuat o împuşcare şi o demulare cu căderea miezului pe platanul P al demulatorului. Urmează rotirea vetrei, comandată intermitent de către un releu de timp, reglabil după tipul de miez, în funcţie de durata de polimerizare a acestuia. Releul conectează electrovalva EV_1 (fig.3) care permite aerului de comandă să intre în distribuitorul D_1 şi să deschidă trecerea aerului de lucru prin ieşirea A. Urmînd conducta (două linii continue subţiri), acesta ajunge la cilindrul de lucru C_5, obligînd tija cremalieră să efectueze retragerea platanului pe care se află miezul demulat.

La terminarea cursei de retragere, platanul deschide întrerupătorul de aer I_6, de la care aerul de lucru trece la cilindrii de lucru C_3 şi C_4, realizînd închiderea cutiei de miez goale, în scopul efectuării unei noi împuşcări. La terminarea cursei de coborîre a pistonului C_4 acesta deschide întrerupătorul I_7, care permite trecerea aerului de la reţea spre cilindrul de lucru C_2, care efectuează, printr-un sistem de pîrghii, deblocarea vetrei cuptorului, permiţîndu-i rotirea. În mişcarea de deblocare cama S_1, solidară cu pîrghia de blocare, deschide întrerupătorul de aer I_8, care permite trecerea aerului la cilindrul C_1. Acesta acţionează un alt sistem de pîrghii, prin care se comandă îndepărtarea sabotului de frînă, simultan cu apropierea elementelor de angrenare care acţionează rotirea (prin angrenaje cu fricţiune, cu bolţuri, cu roţi dinţate etc.).

Rotirea vetrei se face cu un sector de 30°, fiind întreruptă automat după ce tachetul T_1, solidar cu vatra, atinge rola întrerupătorului de aer I_1, permiţînd trecerea aerului de comandă la celălalt capăt al distribuitorului D_1. Aerul va deplasa pistonul distribuitorului D_1, astfel încît va deschide trecerea aerului de lucru prin calea B, permiţîndu-i să ajungă la cilindrul C_1 şi să oblige retragerea organelor de rotire simultan cu apropierea sabotului de discul de frînare. Cînd tachetul T_2 deschide întrerupătorul I_2 şi pemite trecerea aerului la C_2, acesta acţionează dispozitivul de blocare al vetrei. La finele mişcării de blocare cama S deschide întrerupătorul I_3, de unde aerul de lucru trece spre demulator (prin conducta notată cu linie continuă groasă) şi spre maşina de împuşcat (conducta notată cu linie întreruptă groasă) petru efectuarea operaţiei de demulare, respectiv împuşcarea.

Pentru demulare, aerul ajuns în C_3, după ce a trecut prin R_1 blocat în poziţia care permite trecerea aerului prin conducta notată cu linie continuă groasă, pune în mişcare pistoanele care efectuează distanţarea celor două părţi ale cutiei de miez cu separaţie verticală, miezul rămînînd susţinut în capacul cu separaţie orizontală. Cînd tachetul T_4 deschide I_4, aerul de la reţea trece la C_4 şi începe ridicarea capacului. Tachetul T_3, solidar cu extractorul cu deplasare verticală, va deschide I_5, care lasă aerul să ajungă la C_5, obligînd platanul P să vină prin rotire sub miez înaintea terminării cursei de ridicare. Spre sfîrşitul cursei de ridicare capacul cutiei de miez ajunge la placa reglabilă cu bolţuri, P_6. Acestea din urmă, intrînd prin orificiile de împuşcare, expulzează miezul care este preluat de platanul P. Operaţia de demulare este terminată şi urmează — după intervalul de timp reglat — intrarea în funcţiune a electrovalvei care comandă o nouă rotire.

Pentru împuşcare, prin conducta notată cu linia întreruptă, aerul ajunge la distribuitorul D_2, deschide calea A prin care aerul de lucru ajunge la C_6, ridică masa cu cutia de miez pregătită pentru împuşcare, pînă se produce contactul dintre cutie şi capul de împuşcare. În cursa de ridicare T_5 deschide I_9, permiţînd aerului să ajungă la cilindrul diferenţial C_7 şi să deschidă opturatorul alimentatorului cu amestec de miez. În cursa lui, pistonul deplasează un tachet care închide contactul electric normal deschis CE, punînd în funcţiune vibratorul electric VE şi alimentînd releele de timp ale electrovalvelor EV_2 şi EV_3 care au durată de conectare diferită. Prima intră în funcţiune EV_2, care permite aerului (linie groasă două puncte) să ajungă la cilindrul diferenţial C_7, care închide alimentarea cu amestec de miez şi deschide, la sfîrşitul cursei, ventilul cu arc I_{10} care eliberează trecerea aerului sub presiune, din rezervorul de aer RA în capul de împuşcare, efectuînd împuşcarea amestecului în cutia de miez prin expansiunea aerului. Urmează intrarea în funcţiune a electroval-

vei EV_3 care trimite aerul de comandă la D_2, eliberînd calea B, pe unde aerul trece la C_6 și efectuează coborîrea cutiei cu amestecul împușcat, din nou pe vatra rotitoare, urmînd o nouă rotire.

Execuția miezurilor în cutii cu separație orizontală (linie subțire două puncte și linie groasă punct). Se suprimă, cu ajutorul robinetului R_3, comanda la platanul P (două linii continue subțiri), aerul fiind condus la distribuitoarele D_3 și D_4, unde eliberează căile A prin care trece aerul de lucru la C_4 și C_8, efectuînd coborîrea plăcii inferioare cu știfturi și închiderea cutiei cu capacul ei. În cursa de coborîre T_3 deschide I_7, de unde

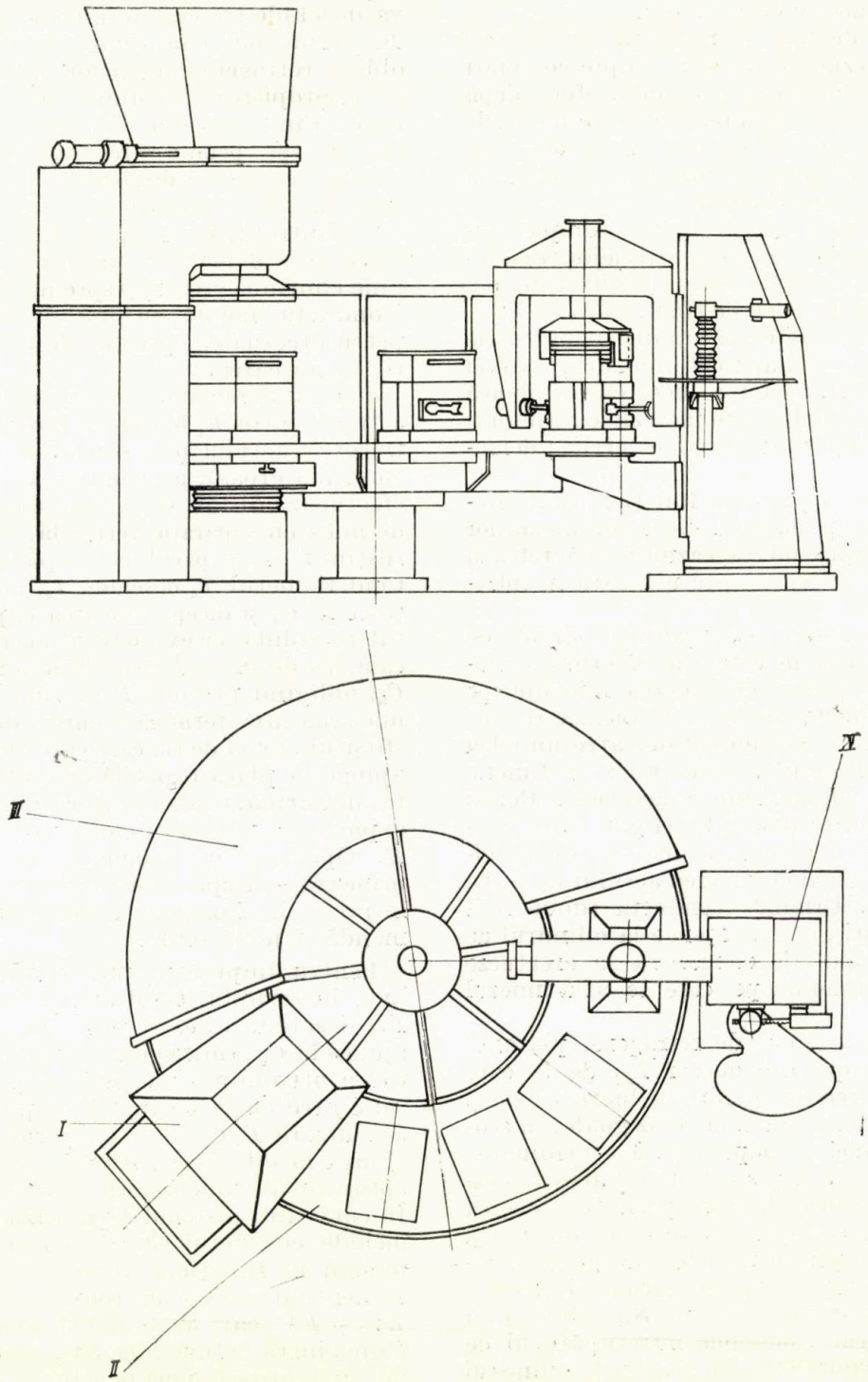


Fig. 2. Linie de miezuire complexă: *I* — mașină de împușcat ; *II* — vatră carusel ; *III* — cuptor tunel ; *IV* — demulator.

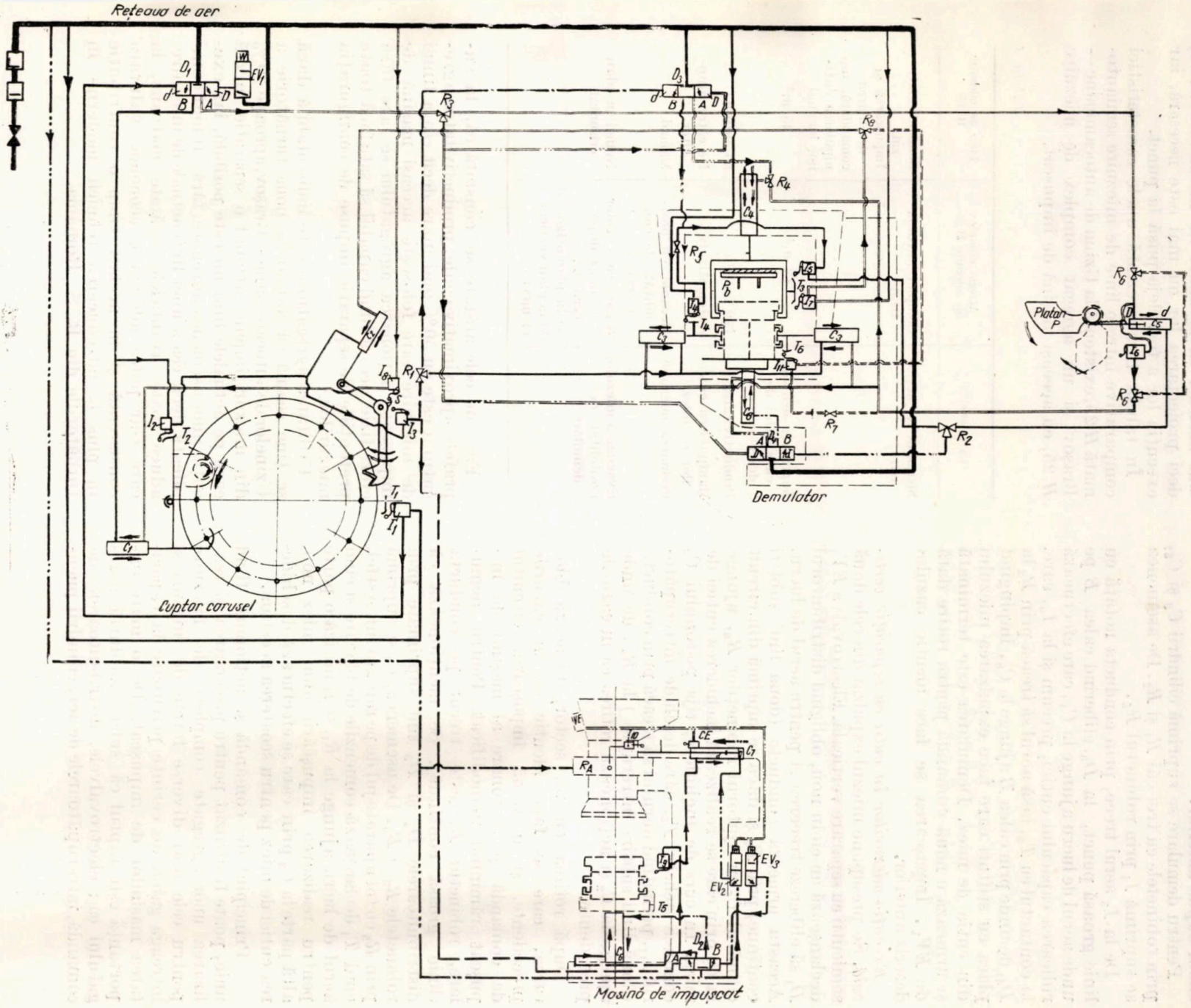


Fig. 3. Agregat complex de miezuire. Schemă de acționare.

comanda acționării rotirii este identică celei din cazul expus anterior.

Pentru demulare se suprimă cilindrii C_3 și C_5, prin robinetele cu trei căi R_1 și R_2. De asemenea se suprimă I_4 prin robinetul R_5.

De la I_3 aerul trece, prin conducta notată cu linie groasă punct, la D_3, eliberînd calea B pe unde aerul de lucru ajunge la C_4, care efectuează ridicarea capacului cutiei, precum și la I_5, care, la contactul cu T_3, lasă aerul să treacă prin R_2 la D_4, de unde prin calea B ajunge la C_8, împingînd placa cu stifturi care face expulzarea miezului din cutia de miez. Demularea este terminată și urmează o nouă comandă pentru rotire dată de EV_1. Împușcarea se face identic cazului descris anterior.

Execuția miezurilor în cutii cu separație verticală. Se presupune miezul expulzat din cele două semicutii cu separare verticală. Electrovalva EV_1 declanșează un ciclu nou, obligînd distribuitorul D_1 să elibereze trecerea A pentru aerul de lucru. Aceasta urmează conducta (două linii subțiri continue) prin R_3 și dacă se suprimă din circuit cilindrul C_5 cu ajutorul robineților R_6, ajunge la C_3 prin care se realizează închiderea cutiei de miez. În curs de închidere, tija pistonului C_3 conduce tachetul T_6, care deschide întrerupătorul I_{11}, permițînd aerului să treacă prin conducta (două linii subțiri întrerupte) la R_8, de unde ajunge la C_2 și acționează rotirea ca în cazurile precedente.

După rotirea cu un sector, urmează blocarea, care se face identic ca în cazurile precedente, și o nouă împușcare, circuitul de comandă și acționare al mașinii de împușcat rămînînd nemodificat. Pentru demulare, robinetul R_1 este trecut pe conducta (linie groasă continuă). Se menționează că distribuitoarele D_4 și D_3 sînt suprimate prin robinetele R_3 și R_1. De asemenea, C_4 se suprimă prin R_5 cu tot aparatajul de pe ramura lui. Astfel, cînd T_1 declanșează comenzile de blocare și cînd aerul de lucru ajunge la R_1, se ramifică o parte pentru realizarea împușcării unui miez nou, altă parte la C_3 prin care se efectuează deschiderea cutiei de miez pentru scoaterea acestuia.

Principiul de comandă și acționare fiind unic, poate fi utilizat pentru proiectarea și realizarea unor agregate complexe de miezuire pentru cele mai diverse forme de miezuri și întreaga gamă de cerințe privitoare la capacitatea mașinilor de împușcat. De o mare importanță este faptul că subansamblurile agregatului ca : electrovalvele, distribuitoarele de comandă, întrerupătoarele de aer, cilindrii pneumatici, sistemele de blocare și antrenare etc. sînt aceleași ca la liniile de miezuire actuale, deci proiectarea lor nu mai este necesară, iar execuția lor a fost deja pusă la punct.

În tabela 1 se prezintă unele caracteristici comparative între o linie de miezuire semiautomată H 25, existentă la Uzina de autocamioane—Brașov și un agregat complex de miezuire H 25, cu aceeași mașină de împușcat.

Tabela 1

Caracteristici	Agregat complex de miezuire H 25	Linie de miezuire H 25
Sistemul de acționare	Complet automatizat	Semiautomatizat Împușcarea și demularea comandată, manipularea cutiilor manual
Suprafața ocupată cu spațiul de deservire	43 m²	45 m²
Productivitatea	120 cutii/h	80 cutii/h
Manipularea cutiilor de miez	Automatizată	De către muncitor
Preluarea miezului	Mecanic, cu posibilități de conteinerizare	Manual
Evacuarea miezului Posibilități de demulare	Separarea cutiilor de miez după cerințe : *a*) în plan orizontal *b*) în plan vertical *c*) mixtă	Numai în plan orizontal

Față de cele arătate se constată că, la suprafețe aproximativ egale, productivitatea agregatului este cu 50% mai mare decît cea a liniei de miezuire care folosește aceeași mașină de împușcat ; acționarea agregatului se face fără efort fizic, acesta fiind capabil să satisfacă toate pretențiile de separație impuse de configurația miezurilor.

Utilitatea agregatului este indiscutabilă dacă se ține seamă că numai la noua turnătorie a Uzinelor de autocamioane—Brașov, aproape 40% din miezuri impun rațional o separație mixtă care pe actualele linii nu este posibilă, iar execuția unor asemenea agregate, fără a fi mai complicată decît cea a unei linii actuale de miezuire, aduce toate avantajele arătate mai sus, la care s-ar putea adăuga o economie valutară consistentă și în același timp o contribuție în plus la introducerea tehnicii moderne în turnătoriile din R. S. România.

Determinarea stibiului din ape uzate

Dr. SANDA POPESCU şi ing. M. PAPAGHEORGHE
Institutul de metale neferoase şi rare — Bucureşti

CZ 628.543 :543.062.669.75

LA DÉTERMINATION DE L'ANTIMOINE DANS LES EAUX USAGÉES

On propose une nouvelle méthode de détermination spectro-photométrique de l'antimoine contenu dans les eaux usagées, en utilisant conme réactif la rodamine B. Les éléments existent dans les eaux usagées de l'industrie métallurgique non-ferreuse n'interfèrent pas, indifféremment de leur quantité.

Le SO_4^{2-} anonyme, qui se trouve en des quantités plus grandes que 0,2 g/l doit être éloigné. La méthode permet une sensibilité de 0,000050 g Sb/l [17].

ESTIMATION OF STIBIUM IN WASTE WATERS

A new method is proposed for spectrophotometric estimation of stibium in waste waters, utilizing rhodamine B as a reactive. Elements existing in waste waters of the non-ferrous metal industry, indifferently in which amount, do not interfere reciprocally.

The anonymous SO_4^{2-}, when in quantities greater than 0.2 g/l, has to be removed. The method allows a sensibility of 0·000050 g Sb/l 17.

În ultimii ani determinarea stibiului în ape a început să devină o problemă care să intereseze din ce în ce mai mult.

Astfel Voclaz Zyka [1], Priakhin şi colaboratorii [2], Karlova [3] şi alţi cercetători [4] — [6] au studiat metode hidrogeochimice de prospectare a stibiului din ape naturale, iar Leutwein şi Weiss [7] au efectuat cercetări hidrogeochimice asupra apelor de mină din Erzgebirge. Beliaev şi colaboratorii [8] au determinat stibiul în cadrul unor studii întreprinse asupra impurităţilor din ape, iar Seveleva [9] şi-a propus să-l dozeze din apele uzate ale industriei metalurgice neferoase.

Deşi majoritatea metodelor folosite sînt metode spectrale [1], [8], [10], [11], metode ce permit o sensibilitate de 2×10^{-7}, o serie de cercetători au aplicat şi alte procedee. Astfel Donald Schultz [12] studiază distribuţia geochimică a elementelor aflate în cantităţi foarte mici în ape, aplicînd metoda neutronilor activaţi, Salie [6] foloseşte metoda polarografică, Boettner [13] analizează apele prin spectrofotometrie de adsorbţie atomică, iar Seveleva [9], precum şi Solovieva [14] folosesc metode colorimetrice.

În lucrarea de faţă se prezintă o nouă metodă spectrofotometrică de dozare a stibiului din apele uzate ale metalurgiei metalelor neferoase, care se bazează pe reacţia studiată de Nielsch [16] şi Ranette [17] cu o sensibilitate mărită şi care permite un control rapid şi comod al conţinutului de stibiu, control devenit necesar prin faptul că acest element şi o serie de săruri ale lui sînt foarte toxice. Din această cauză concentraţia maximă tolerabilă în atmosfera industrială, de exemplu, la o expunere prelungită, este numai de 0,5 mg·Sb/m^3 [15].

Deoarece reactivii de culoare folosiţi pînă în prezent la analiza stibiului sînt cristal-violetul [13], care formează un compus colorat ce se extrage din toluen permiţînd o sensibilitate de numai 0,05 g/l, şi briliant-grun [9], reactiv folosit la apele uzate ale industriei metalurgiei neferoase, cu o sensibilitate de acelaşi ordin de mărime, s-a studiat un alt reactiv mai sensibil şi mai selectiv, şi anume rodamina B care s-a impus tot mai mult în ultimul timp în practica analitică.

Reacţia Sb^{5+} cu rodamina B a fost studiată de Nielsch şi Boltz [16] şi apoi de către Ranette şi Sandell [17] care consideră compusul format corespunzător, în cea mai mare parte, constituţiei $(RH)(SbCl_6)$, precizînd însă că, la concentraţii mai mari de 6 M în HCl s-ar putea forma şi compuşii $RH_2Cl(SbCl_6)$ şi $RH_2(SbCl_6)_2$ de culoare portocalie. Totodată, autorii arată că acest compus se poate extrage din benzen sau din eter izopropilic.

Ulterior, Koremman şi colaboratorii [18] pun la punct o metodă de detecţie a stibiului cu rodamină B, iar Van Aman [19], o metodă de determinare spectrofotometrică, folosind eterul izopropilic şi efectuînd fotometrările la 550 mμ.

Reactivul a fost aplicat cu succes pînă acum la determinarea Sb din Pb [20], din roci [21] — [22], din materiale biologice [23], din Zn şi ZnO [19], din oţeluri [24], din alame [25] şi aliaje de Cu—Pb [26], precum şi din soluri şi sulfuri polimetalice [27]. Pentru dozarea stibiului din apele uzate provenite de la metalurgia metalelor neferoase, această reac-

ție nu s-a aplicat pînă în prezent, fiind propusă în metoda prezentată în continuare.

Principiul metodei. Pentru trecerea Sb^{3+} în ($SbCl_6$) condițiile cele mai bune au fost considerate ca fiind: concentrația în HCl de 6M, temperatura de cel mult 25°C, iar oxidant, sărurile de Ce^{4+}. Pentru că Sb^{4+} existent eventual se oxidează mai greu la Sb^{5+}, se reduce mai întîi la treapta de valență 3 cu sulfit de sodiu. Extracția compusului se face în eter izopropilic sau benzen, la o concentrație în HCl de 2M, îndepărtarea urmelor de Fe^{3+} făcîndu-se prin spălarea stratului organic cu soluție de clorhidrat de hidroxilamină.

Extincția se citește, în cazul unui colorimetru Pulfrich, pe filtru S_{57} iar în cazul unui spectrofotometru autorii consideră că lungimea de undă cea mai indicată este de 552 mμ.

Reactivi. Acid sulfuric concentrat; acid azotic concentrat; perhidrol; acid clorhidric 6M; sulfit de sodiu 2% în apă; sulfat ceric 5% în acid sulfuric 0,5 M; clorhidrat de hidroxilamină 1% în HCl M; eter izopropilic saturat în HCl 6M; rodamină B 0,02% în HCl M.

Soluția standard de stibiu: se dizolvă 0,01 g Sb metalic în 25 ml acid sulfuric, iar după răcire se diluează la 1 000 ml cu apă. Din acest etalon concentrat se prepară zilnic etalonul de lucru, diluînd 10 ml cu apă la volum de 100 ml. Etalonul conține 1 μg Sb/ml.

Determinarea. Probele de apă, cu excepția celor care conțin cianuri, se fixează pentru conservare prin adăugare de acid azotic concentrat pînă la *p*H 5–6. Determinarea stibiului se execută pe probe filtrate, în afară de cazul cînd interesează conținutul de stibiu din suspensii.

În funcție de conținutul de stibiu al probelor de analizat se ia o cotă-parte, se introduce într-o capsulă de porțelan și se evaporă pînă la un conținut de 20 ml. După răcire se adaugă 10 ml HNO_3 concentrat și 5 ml perhidrol, evaporîndu-se pînă la sec. Reziduul trebuie să fie alb, în caz contrar mineralizarea substanțelor organice se repetă, spălînd pereții capsulei cu 25 ml apă distilată și adăugînd 5 ml HNO_3 și 2 ml perhidrol.

După determinarea mineralizării se reia reziduul în HCl 6 M și se filtrează pe hîrtie de filtru cu textură fină, într-un balon cotat de 100 ml, spălîndu-se și aducîndu-se la semn cu HCl 6M.

Se pipetează o cotă-parte din soluție într-o pîlnie de separare de 150 ml, se completează volumul la 20 ml cu HCl 6M și se adaugă 2 ml sulfit de sodiu iar, după 30 s, 5 ml sulfat ceric, agitîndu-se ușor. Soluția colorată acum în galben se tratează cu cîteva picături de clorhidrat de hidroxilamină 1% în apă, pînă cînd coloratia galbenă a soluției devine palidă. Se adaugă 60 ml apă distilată, se răcește la cel puțin 25°C și se agită energic timp de 30 s cu 5 ml eter izopropilic. După 5 min se scurge pătura apoasă complet, se adaugă 2 ml soluție clorhidrat de hidroxilamină 1% în HCl M și se agită energic cîteva secunde. După separarea păturii apoase (în prezența unor cantități mari de fier pătura apoasă este colorată în galben și în acest caz se repetă spălarea pînă cînd rămîne incolor) în pătura eterică, unde se găsește extras Sb^{5+}, se adaugă 2 ml soluție rodamină B 0,02% în HCl M și se agită 10 s. Se îndepărtează excesul de colorant și se fotometrează la 552 mμ.

Coloratia este stabilă cel mult 20 min, iar probele se recomandă a se păstra la rece pentru a se împiedica variația coloratiei.

Curba de etalonare se construiește în aceleași condiții, între 2,5 și 10 μg Sb, respectiv între 0,5 și 2 μg Sb/ml eter izopropilic.

Rezultate obținute. Cu, Pb, Zn, As, Al, Ca, Mg, Na, K, Cl^- și NO_3^- nu interferă în determinare. Aurul, galiul, taliul și wolframul (VI) interferă în reacție. Interferența Fe (III) se elimină prin spălarea păturii eterice cu clorhidrat de hidroxilamină 1% HCl M.

Pe patru probe de ape uzate provenite din industria metalurgiei neferoase, ce conțineau în medie: 0,3 mg/l Cu; 1,0 mg/l Pb; 1,0 mg/l Zn; 0,8 mg/l Fe, s-au obținut rezultatele din tabela 1.

Tabela 1

Sb existent, mg/l	Sb adăugat, mg/l	Sb determinat, mg/l	Diferență, mg/l
0,050	0,0025	0,0525	—
0,050	0,0200	0,0710	+0,001
0,050	0,0025	0,0525	—
0,050	0,0200	0,0700	—
0,050	0,0025	0,0523	−0,0003
0,050	0,0500	0,0990	−0,0001

De asemenea, pe același gen de probe ce conțineau: 0,7 — 50 mg/l Cu; între 0,2 și 1 mg/l Pb; urme — 7,6 mg/l As; urme — 36 mg/l Al; între 15 și 30 mg/l Ca; urme — 70 mg/l Mg; între 10 și 900 mg/l Fe, s-au obținut rezultatele din tabela 2.

Tabela 2

Sb determinat, mg/l		
Analist 1	Analist 2	Analist 3
0,079	0,079	0,080
0,053	0,0523	0,0529
0,070	0,070	0,071
0,075	0,073	0,076
0,048	0,0495	0,048

În leșiile provenite de la electroliza $CuSO_4$, ce conțineau în medie între 10 și 30 mg/l Fe

şi între 20 şi 35 g/l Cu, s-au obţinut rezultatele din tabela 3.

Tabela 3

Sb determinat, mg/l
0,64
3,00
1,15
1,06
0,50

BIBLIOGRAFIE

[1] Zyla Voclav. *Sb. Geol Ved Technol.* Geochimică nr. 1, 1962, p. 75–137.

[2] Priakhin A. I., Cekrowskizh M. N. şi Sebuniaceva I. A. *Isz. Vysskikh Uckebm.* Zavedenii Geol. i Ruzvedka, nr. 6, 1963, p. 190–198.

[3] Karlova V. P. *Microelement a Vost. Sibirin i na Dalin Vost.* Inform. Bul. Koordinat. Komis po Microelem dlea Sibirin i Vost, 1962, (1), p. 25–29.

[4] Rasskazov N. M. şi Parilov I. S. *Tr. Sibir. Nauch issled.* Inst. Geol. Geofiz. i Mineral. Seria nr. 25, 1962, p. 171–177.

[5] Krainov R. S. şi Kapraniv S. D. *Vapr. Geokimpodzemn Vad.* Moscova, Sb., 1962, p. 146–155.

[6] Salie O. V. *Zap. Lening Gorn.* Inst. 48, (2), 1965, p. 77–80.

[7] Leutwein F. şi Weiss L. Geochim. i Cosmochim Acta 26, 1962, p. 333–348.

[8] Beliaev V. P., Kalimaserko V. R., Kuzmin N. M. şi Iakimerko L. M. Zav Lab. 28 685, 1962.

[9] Seveleva V. şi Buidakova L. Uc. Zap. Tentr. Nauk. Issled. Inst. Olovian Prom. 1964, p. 57–60.

[10] Brovitski V. P., Miller A. D. şi Semiakin V. N. Geochimia, 1966, p. 483–488.

[11] Nagy Z., Andrasy K. şi Polyk E. Hidrol. Kozl., 1965, nr. 45. p. 287–288.

[12] Donald S., Schultz şi Turekian K. K. Geochim. i Cosmochim. Acta, nr. 29, 1965, p. 259–313.

[13] Boettner C. A. Amer. Chem. Soc. Div. Water Waste Chem. Preprints, nr. 7, 1967, p. 111–116.

[14] Solovieva L. N. şi Arzamastsev E. V. *Material Conf. po Hogam Nauk.* Issl. Inst. pbs. i Kom. Higieni Akad. Med. Nauk S.S.S.R., Moscova, Sb., 1965, p. 42–43.

[15] Fabre Rene şi Trahaut Rebe. *Precis de Toxicologie*, Vol. II 590–596, Sedes, Paris, 1961.

[16] Nielsch W. şi Boltz G. Z. Anal. Chem. 1954, 143, p. 624.

[17] Ramette R. W. şi Sandell E. B. Anal. Chem. Acta 13, 1955, p. 455.

[18] Korenman I. M., Leifer E. I. şi Solovieva Z. F. Trudî Chim. i Chim. Tehnol. nr. 2, 1959-p. 112–114.

[19] Van Aman R. E., Hollinbaugh F. D. şi Konzemeyer J. E. Anal. Chem. nr. 31, 1959, p. 1783–1785.

[20] Luke C. L. *Anal. Chem.* 25, 1953, p. 674.

[21] Ward F. N. şi Lakim H. W. Anal. Chem. nr. 26, 1966, p. 1168.

[22] Anishi H. şi Sandell E. B. Anal. Chim. Acta. nr. 11, 1954, p. 444.

[23] Maren T. H. Anal. Chem. nr. 19, 1947, p. 487.

[24] Kidman L. şi Waite C. B. Metalurgia, nr. 5ò, 1962, p. 143.

[25] Poppins W. C. şi Price J. W. Metalurgia, nr. 53, 1956, p. 183.

[26] Tanaka Masao şi Kawahara Mioshi. Buneschi Kogaku, nr. 10, 1961, p. 185–187.

[27] Popea F. şi Jurăscu C. Studii şi cercetări de chimie, IX, 1962.

Tratamentul termic al tablelor groase din oţeluri sudabile şi cu rezistenţă ridicată (I)

Ing. A. LEDERER
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 669.14.018.2–415 :621.785

LE TRAITEMENT THERMIQUE DES TÔLES EN ACIER SOUDABLE ET À RESISTANCE ÉLEVÉE (I)

Les tôles en acier soudable et à résistance élevée ont connu un grand essor dernièrement, due à leurs avantages économiques. Ces aciers sont livrés en état normalisé ou trempé et revenu, selon leur composition chimique et leurs caractéristiques mécaniques ; les principales marques d'acier sont présentées dans une table.

L'auteur analyse les bases métallurgiques des aciers à résistance élevée, ainsi que l'influence des divers facteurs.

De même, il étudie les paramètres technologiques qui caractérisent les traitements thermiques de normalisation, trempe et revenu : les temperatures et temps de chauffage et maintien, et la vitesse de refroidissement. On indique les valeurs optima de ces paramètres, les résultats obtenus dans les installations modernes, ainsi que l'influence des paramètres sur les caractéristiques mécaniques des tôles.

HEAT TREATMENT OF HIGH STRENGTH, WELDABLE STEEL PLATES (I)

The application of high strength, weldable steel plates has increased steadily in the last years, as a result of their economic advantages.

The steels are delivered in normalised or heat treated condition, according to their chemical analysis and mechanical properties; the most typical steel grades are presented in tabular form.

The author discusses the metallurgical aspects of high strength steels and emphasises the effect of the various factors of influence.

Further, he investigates the technological parameters specific for normalising, quenching and tempering, i.e. heating temperature and cycles, cooling rate. The optimum values of these parameters, together with practical performances in modern plants, as well as the influence of the former on the mechanical properties of the plates, are given in the paper.

Oţeluri sudabile şi cu rezistenţă ridicată

Oţelurile sudabile şi cu rezistenţă ridicată au un conţinut redus de carbon (în general sub 0,20%) şi compoziţii chimice foarte variate, de la oţeluri slab aliate simple cu mangan pînă la oţeluri aliate complexe cu crom, nichel, molibden, cupru, vanadiu etc., la care însă elementele de aliere însumate (inclusiv Mn şi Si) nu reprezintă în general mai mult de 3 — 4%.

Caracteristicile principale ale acestor oţeluri sînt : valori mari ale caracteristicilor mecanice statice şi în special ale limitei de curgere, raport ridicat între limita de curgere şi rezistenţa de rupere (pînă la 0,9), caracteristici favorabile de tenacitate (rezilienţă ridicată atît la temperatura obişnuită, cît şi la temperaturi joase, temperatură scăzută de fragilitate), sudabilitate bună, rezistenţă la coroziune, proprietăţi favorabile de deformare plastică la cald şi la rece, precum şi de prelucrare prin aşchiere.

În funcţie de starea de livrare şi de valorile limitei de curgere, oţelurile cu rezistenţă ridicată pot fi împărţite în două categorii :

— oţeluri normalizate (sau mai rar în stare laminată) care au o limită de curgere de 30 — 50 kgf/mm², cele mai răspîndite fiind oţelurile cu circa 35 kgf/mm² ;

— oţeluri îmbunătăţite (călite şi revenite), care au o limită de curgere de 50 — 100 kgf/mm² şi peste, cele mai răspîndite fiind oţelurile cu circa 70 kgf/mm².

Deşi au fost realizate oţeluri cu rezistenţă ridicată încă la începutul secolului al XX-lea, utilizarea lor a fost limitată pînă la cel de-al doilea război mondial. Dintre primele mărci de oţeluri se menţionează St 52 introdus în Germania şi oţelul COR-TEN realizat de firma United States Steel Corp (S.U.A), ambele avînd o limită de curgere de circa 35 kgf/mm². În ultimii 10 — 15 ani, oţelurile cu rezistenţă ridicată au căpătat o răspîndire largă şi, pe lîngă oţelurile livrate în stare normalizată (sau laminată), au fost introduse oţeluri călite şi revenite, un exemplu caracteristic fiind marca T_1, realizată de firma United States Steel Corp (S.U.A) şi avînd o limită de curgere de 70 kgf/mm².

În prezent, oţelurile cu rezistenţă ridicată sînt standardizate în toate ţările, iar pe lîngă mărcile din standarde, firmele siderurgice fabrică o gamă largă de oţeluri, ceea ce face ca numărul mărcilor să fie de ordinul sutelor. În tabela 1 sînt centralizate cele mai reprezentative mărci de oţeluri cu rezistenţă ridicată [1], [2].

Oţelurile cu rezistenţă ridicată au avantaje economice importante faţă de oţelurile carbon, datorită valorilor mari ale caracteristicilor mecanice la un conţinut relativ redus de elemente de aliere. Luînd ca bază preţurile din Anglia, la oţelurile carbon raportul lire/tonă : σ_c este cu 30 — 55% mai mare decît la oţelurile cu rezistenţă ridicată avînd limita de curgere de 35 — 70 kgf/mm² [3]. La cazane şi recipiente sub presiune, costul materialului este cu 35 — 60% mai redus (în funcţie de temperatura de lucru) în cazul oţelurilor îmbunătăţite cu $\sigma_c = 70$ kgf/mm² decît în cazul tablelor de cazane din oţel carbon cu $\sigma_c = 23$ kgf/mm² [4]. Pe lîngă reducerea costului materialului, folosirea oţelurilor cu rezistenţă ridicată prezintă şi alte avantaje economice importante : reducerea greutăţii moarte (şi, legat de aceasta, micşorarea cheltuielilor de transport şi mărirea vitezei) şi micşorarea cantităţii de material de adaos la sudură etc. Se menţionează că avantajele oţelurilor cu rezistenţă ridicată se micşorează considerabil dacă dimensionarea construcţiilor respective se face pe baza rezistenţei de rupere şi nu pe baza limitei de curgere. De asemenea, nu este economică folosirea acestor oţeluri pentru piese supuse la flambaj sau la oboseală, deoarece modulul de elasticitate şi, respectiv, rezistenţa la oboseală nu sînt diferite faţă de oţelurile carbon.

Oţelurile cu rezistenţă ridicată se livrează sub formă de profile, table groase şi subţiri, benzi etc., cantitatea cea mai mare fiind însă sub formă de table groase, şi sînt folosite la construcţii metalice (în special poduri), construcţii navale, recipienţi sub presiune şi cazane, vagoane, utilaje de ridicat, utilaj minier, excavatoare etc.

Producţia de oţeluri cu rezistenţă ridicată este în continuă creştere în toate ţările industrializate. Astfel, în S.U.A. oţelurile livrate în stare normalizată sau laminată au reprezentat circa 350 000 t în 1954 (din care circa 100 000 t table groase) şi circa 1 300 000 t în 1963 (din care circa 450 000 t table groase) proporţia faţă de total laminate crescînd de la 0,6 la 1,7% [5]. În cazul oţelurilor îmbunătăţite, creşterea este şi mai importantă. În Japonia, producţia de table groase din oţeluri cu rezistenţă ridicată ($\sigma_c = 35 - 90$ kgf/mm²) a crescut de la circa 35 000 t, în 1958, la circa 220 000 t, în 1965, iar proporţia de tablă groasă din oţeluri cu rezistenţă ridicată faţă de producţia totală de tablă groasă s-a mărit de la 2,1 la 4,7% [6].

Baze metalurgice

Rezistenţa oţelurilor este determinată [7], [8] de tipul structurii (ferito-perlitică, bainitică, martensitică) şi de caracteristicile structurale (mărimea grăuntelui, cantitatea de perlită şi distanţa dintre lamelele de perlită, durificarea soluţiei solide a feritei, durificarea prin precipitare etc.). Aceste elemente sînt influenţate la rîndul lor de o serie de factori variabili (elementele de aliere, temperatura de transformare, viteza de răcire, grosimea materialului etc.) care sînt în general interdependenţi şi influenţează una sau mai multe caracteristici structurale.

Oţelurile sudabile cu rezistenţă ridicată din *prima categorie* (livrate în general în stare normalizată, $\sigma_c = 32 - 50$ kgf/mm²) au o structură de bază ferito-perlitică, în funcţie de compoziţia chimică, grosimea materialului şi viteza de răcire putînd să apară în cantitate mai mare sau mai mică şi bainită.

Rezistenţa structurii ferito-perlitice este determinată de mărimea grăuntelui feritic (gradul de finisare a structurii), cantitatea de perlită şi durificarea soluţiei solide a feritei.

Mărimea grăuntelui feritic este factorul de bază la structurile ferito-perlitice şi este influenţată de mărimea grăuntelui austenitic, temperatura de transformare şi elementele de aliere secundară (Al, V, Ti, Nb) care formează nitruri sau carburi nedizolvate în austenită şi finisează structura prin limitarea creşterii grăunţilor de austenită sau a vitezei de formare şi creştere a grăunţilor de ferită.

Cantitatea de perlită este determinată de compoziţia chimică a oţelului, o influenţă deosebită avînd carbonul. Deoarece condiţiile de sudabilitate şi tenacitate limitează conţinutul de carbon la circa 0,20%, mărirea rezistenţei prin creşterea proporţiei de perlită se obţine prin adăugarea altor elemente, care contribuie şi la durificarea soluţiei solide a feritei. Elementele cele mai avantajoase din punct de vedere economic sînt manganul şi siliciul (în special Mn) de aceea cea mai mare parte a oţelurilor din prima categorie sînt aliate cu aceste elemente. Manganul contribuie la mărirea rezistenţei şi prin coborîrea temperaturii de transformare, permiţînd obţinerea unei structuri bainitice. Eficacitatea manganului este mărită prin alierea cu nichel, care are efecte similare, precum şi prin adăugarea unor elemente care formează carburi (Cr, Mo). Cuprul, pe lîngă mărirea rezistenţei prin durificarea soluţiei solide a feritei, are un efect foarte favorabil asupra rezistenţei la coroziune.

În figura 1,*a* şi *b* este arătată contribuţia relativă a factorilor care influenţează rezistenţa oţelurilor C-Mn, în funcţie de conţinutul de carbon, respectiv de mangan [8]. Deoarece oţelurile respective au fost normalizate în aceleaşi condiţii, iar influenţa elementelor de aliere secundară a fost similară, variaţia influenţei mărimii grăuntelui este redusă, factorul de bază în aceste condiţii fiind cantitatea de

perlită. După cum rezultă însă din figura 2, mărimea grăuntelui are o influenţă deosebit de mare asupra caracteristicilor oţelurilor C-Mn, structura fină favorizînd rezistenţa şi în special tenacitatea [5]. În figura 3 este arătată influenţa diverselor elemente de aliere secundară pentru finisarea structurii asupra limitei de curgere şi temperaturii de fragilitate a oţelurilor C-Mn [8]. Dintre elementele de aliere secundară cele mai eficace sînt vanadiul şi aluminiul. Vanadiul măreşte cel mai mult limita de curgere, deoarece leagă uşor şi repede azotul, iar nitrurile şi carburile formate au şi un efect de durificare a soluţiei solide. Aluminiul formează împreună cu azotul nitruri fine, care favorizează limita de curgere şi tenacitatea, în special după un tratament de normalizare.

Oţelurile sudabile cu rezistenţă ridicată din *categoria a doua*, livrate în stare îmbunătăţită, au o structură de bază martensitică, putînd să apară însă şi o cantitate de bainită, în funcţie de compoziţia chimică şi condiţiile de transformare. Caracteristicile ridicate ale acestor oţeluri sînt determinate de structura fină, durificarea secundară prin precipitarea carburilor şi durificarea prin precipitarea compuşilor intermetalici, elemente asigurate de o compoziţie chimică adecvată şi de un tratament termic de îmbunătăţire (călire şi revenire).

Operaţia de călire, constînd dintr-o subrăcire a austenitei cu o anumită viteză de răcire, este caracterizată prin duritatea martensitei, determinată de conţinutul de carbon şi prin adîncimea de călire, determinată de elementele de aliere. Datorită conţinutului scăzut de carbon, temperatura de transformare a austenitei este relativ ridicată (la 0,20% C punctul M_s este la circa 400°C), rezultînd o martensită cubică care, spre deosebire de martensita tetragonală obţinută la temperaturi joase, este lipsită de tensiuni structurale şi are caracteristici bune de tenacitate, deşi are o duritate ridicată.

După revenire, martensita are o structură de bază feritică, de formă aciculară, în care sînt fin dispersate carburile separate din soluţia solidă suprasaturată. Prin revenire se elimină tensiunile interne apărute la călire şi se ameliorează tenacitatea, micşorîndu-se duritatea.

Deşi rezistenţa structurii martensitice este determinată în primul rînd de conţinutul de carbon, acesta trebuie menţinut la valoarea minimă admisă de rezistenţa dorită, deoarece creşterea lui înrăutăţeşte tenacitatea şi sudabilitatea, se măreşte pericolul de fisurare la călire (datorită coborîrii temperaturii de transformare), precum şi gradul de revenire (înrăutăţirea caracteristicilor de călire în cursul revenirii). Pentru a obţine rezistenţa necesară a martensitei revenite, după călire trebuie asigurată o duritate de 400 HB sau peste, ceea ce se poate realiza la un conţinut de carbon de 0,10 — 0,20% (în funcţie de elementele de aliere).

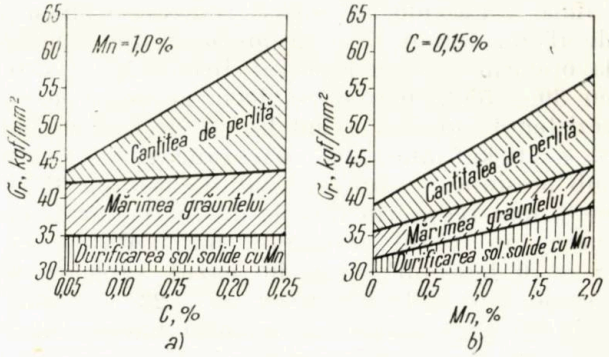


Fig. 1. Influenţa conţinutului de C (*a*) şi de Mn (*b*) asupra rezistenţei de rupere a oţelului în stare normalizată.

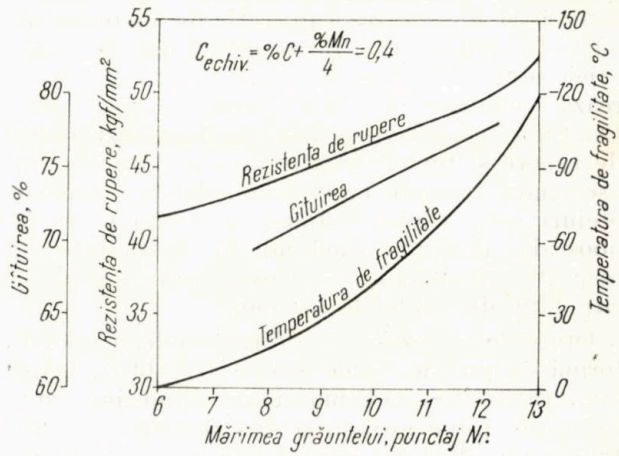


Fig. 2. Influenţa mărimii grăuntelui asupra caracteristicilor oţelului C-Mn.

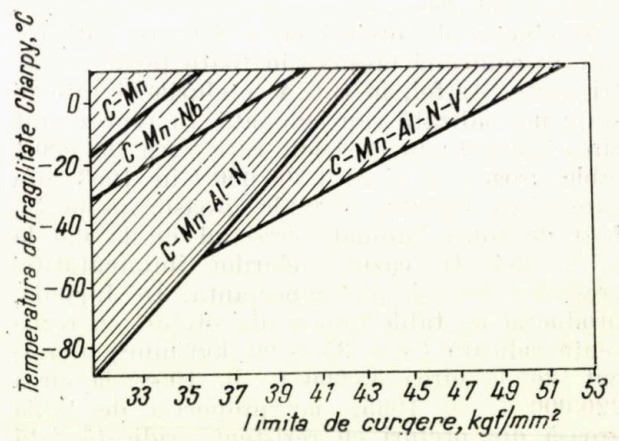


Fig. 3. Influenţa elementelor de finisare a structurii oţelurilor C—Mn asupra limitei de curgere şi temperaturii de fragilitate.

Conţinutul în elemente de aliere trebuie să fie, de asemenea, cît mai scăzut pentru a asigura sudabilitatea, deformabilitatea şi economicitatea oţelului şi pentru a realiza transformarea martensitică la o temperatură cît mai

înaltă. În acelaşi timp însă, compoziţia chimică trebuie să asigure călibilitatea, structura fină şi rezistenţa la revenire.

Călibilitatea este determinată de viteza minimă de răcire (viteza critică) care trebuie să asigure transformarea martensitică pe toată secţiunea; de aceea grosimea maximă are o importanţă deosebită şi pentru fiecare compoziţie chimică există o grosime limită (tabela 1), iar în principiu cu cît grosimea este mai mare, cu atît alierea trebuie să fie mai bogată. Căli-

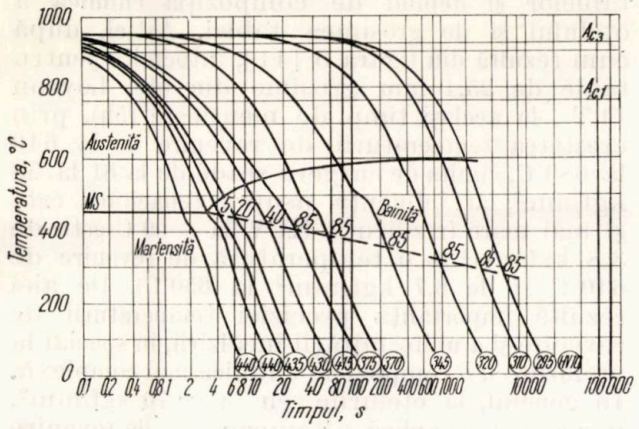


Fig. 4. Diagrama de transformare la răcirea continuă a oţelului N—A—XTRA.

bilitatea este favorizată de elementele care lărgesc domeniul austenitic (Mn, Ni) sau întîrzie transformările superioare prin micşorarea coeficientului de difuziune a carbonului în fier (Cr, Mo, B), evitînd astfel structuri feritice, perlitice şi bainitice.

Elementele de aliere secundară (V, Ti, Zr, Nb) formează nitruri şi carburi care finisează structura, asigurînd astfel o tenacitate ridicată şi în zona influenţată termic lîngă cordonul de sudură, precum şi la temperaturi joase. Elementele de aliere secundară, precum şi alte elemente (Cr, Mo), produc şi o durificare secundară în domeniul temperaturilor înalte (prin mărirea temperaturii de precipitare a carburilor), împiedicînd astfel micşorarea rezistenţei în zona influenţată termic şi la revenire.

În figura 4 este arătată diagrama de transformare la răcirea continuă a tablelor de 15 mm grosime, din oţel N-A-XTRA cu următoarea compoziţie chimică: 0,17% C; 0,54% Si; 0,84% Mn; 0,019% P; 0,011% S; 0,031% Al; 0,89% Cr; 0,40% Mo; 0,09% Zr (temperatura de austenitizare: 950°C; timpul de menţinere — 30 min) [9]. Din figura 4 rezultă că temperatura de transformare martensitică este de circa 460°C, iar timpul critic de răcire (timpul maxim de răcire de la Ac_3 la M_s care asigură o structură complet martensitică) este de circa 3 s, deci viteza critică de răcire este de circa 150°C/s. Se remarcă la acest oţel că duritatea necesară după călire, de 400 HB (423 HV), se obţine şi la un timp de răcire de circa 10 s, rezultînd o structură cu circa 30% bainită.

Parametrii tehnologici

Oţelurile cu rezistenţă ridicată din prima categorie sînt supuse în general unui tratament termic de normalizare — încălzire peste Ac_3 şi răcire în aer — pentru a elimina structura de laminare şi a realiza o structură fină şi omogenă, precum şi o distribuţie uniformă a carburilor fine. Normalizarea influenţează favorabil în special tenacitatea, importanţa ei crescînd pe măsura măririi grosimii tablelor.

Normalizarea este înlocuită uneori printr-o laminare controlată, caracterizată în special prin respectarea unei anumite temperaturi la sfîrşitul laminării. Această metodă are scopul obţinerii unei structuri fine influenţată în mare măsură de temperatura la sfîrşitul laminării şi, deşi aplicată des în practică, prezintă dezavantaje importante (rezultate nesigure şi neuniforme datorită variaţiei mari a temperaturii în funcţie de grosimea tablelor; nu se asigură dizolvarea carburilor; micşorarea productivităţii laminorului la grosimi mari de tablă datorită majorării ciclului de laminare).

La unele oţeluri cu o compoziţie chimică adecvată (COR-TEN, YAW-TEN), precum şi la o anumită gamă de grosimi ale tablelor (specifică fiecărui laminor), nu este necesară normalizarea, caracteristicile mecanice putînd fi obţinute direct din laminare.

Pentru a obţine o ameliorare şi mai pronunţată a caracteristicilor mecanice, în special a limitei de curgere, unele oţeluri sînt supuse după normalizare la un tratament de revenire. Această tehnologie este adecvată oţelurilor care, prin compoziţia chimică, permit obţinerea unei structuri bainitice la răcire în aer, din care se separă la revenire carburi şi nitruri fine, iar elementele de mărire a rezistenţei la revenire (Cr, Mo, V) menţin rezistenţa ridicată a bainitei.

Caracteristicile mecanice ridicate ale oţelurilor din categoria a doua se obţin printr-un tratament termic de călire constînd dintr-o încălzire peste Ac_3 şi o răcire suficient de rapidă pentru a evita transformări superioare, asigurînd astfel o structură martensitică, a cărei duritate şi tenacitate sînt influenţate în continuare printr-un tratament de revenire, constînd dintr-o încălzire şi menţinere la o temperatură inferioară punctului Ac_1, în funcţie de caracteristicile dorite.

Pentru a reduce la minimum pericolul de fisurare a tablelor datorită tensiunilor interne de la transformarea martensitică, este important ca revenirea să fie efectuată cît mai repede după călire, în special iarna.

La anumite calităţi de oţeluri (cu conţinut ridicat de Mn, Cr, P) tenacitatea se înrăutăţeşte la o răcire înceată de la o temperatură de 500 — 600° C (sau peste); în aceste cazuri tablele sînt răcite rapid şi după revenire, eliminînd astfel fragilitatea de revenire şi îmbunătăţind rezilienţa.

Se menţionează că în ultimul timp se fac cercetări pentru călirea tablelor direct din căldura de laminare, ceea ce — pe lîngă avantaje economice importante — ameliorează şi călibilitatea, deoarece elementele de aliere secundară (V, Nb) rămîn în soluţia solidă a austenitei la temperatura de sfîrşit de laminare. Desigur însă, metoda prezintă pericolul unor grăunţi prea mari (la temperatură prea înaltă) sau a unei structuri mixte (la temperatură prea joasă), precum şi al neuniformităţii caracteristicilor după călire.

Factorii tehnologici care influenţează tratamentul termic al tablelor groase sînt temperaturile şi timpii de încălzire şi menţinere la normalizare, călire şi revenire, precum şi viteza de răcire la călire.

Temperatura de încălzire la normalizare şi la călire depinde, în primul rînd, de compoziţia chimică a oţelului, adică de punctul de transformare Ac_3, la călire influenţînd şi grosimea tablei.

Temperatura de încălzire trebuie să fie cu 30 — 50°C peste Ac_3, asigurînd astfel dizolvarea carburilor în austenită, fără să crească excesiv grăuntele primar şi fără să rezulte o oxidare pronunţată. Dintre elementele oţelurilor cu rezistenţă ridicată, C, Mn, Ni, Cu şi N lărgesc domeniul austenitic, deci coboară punctul Ac_3, iar Si, Cr, Mo, Ti, V, Nb, P şi Al au o influenţă inversă, adică îngustează domeniul austenitic şi urcă punctul Ac_3 [10]. Deoarece conţinutul de carbon, elementul de bază care influenţează Ac_3, variază în limite relativ restrînse (0,1 — 0,2%), iar elementele de aliere sînt în general într-un procentaj redus, temperaturile teoretice de transformare sînt apropiate, iar în practică — pentru simplificarea tehnologiei — se aplică deseori aceeaşi temperatură (circa 900°C) pentru toate mărcile de oţeluri sau cel puţin pentru o gamă largă de calităţi.

Temperatura de revenire împreună cu timpul de menţinere sînt factorii de bază care determină caracteristicile mecanice finale ale tablelor şi depind de compoziţia chimică a oţelului şi de grosimea tablei. Astfel, după cum rezultă din figura 5 [11], întocmită pentru table de 25,4 mm grosime din oţel Loycon Q.T., la acelaşi timp de menţinere (5h), prin creşterea temperaturii de revenire de la 640 la 680°C, limita de curgere scade de la 81 la 58 kgf/mm², iar influenţa asupra tenacităţii este şi mai mare (rezilienţa KCV la —50°C este de 3,8 kgf/mm² la o temperatură de revenire de 640°C şi de 6,7 kgf/mm² la 650°C). De aici rezultă importanţa preciziei temperaturii de revenire şi a uniformităţii încălzirii, în special la oţelurile cu o compoziţie chimică mai complexă. În general, la oţelurile cu $\sigma_c \simeq 70$ kgf/mm², în practică se aplică o temperatură de revenire de 650 — 680°C, care asigură o tenacitate ridicată, fără a scădea sensibil rezistenţa.

Pentru a evidenţia influenţa combinată a temperaturii şi a timpului, în practică se foloseşte deseori un parametru variabil, denumit coeficient de revenire, care se determină cu formula :

$$K = T\ (20 + \log\ t)\ 10^{-3},$$

unde T este temperatura absolută, iar t — timpul de revenire, în ore. În figura 6 este reprezentată variaţia valorilor medii ale rezistenţei

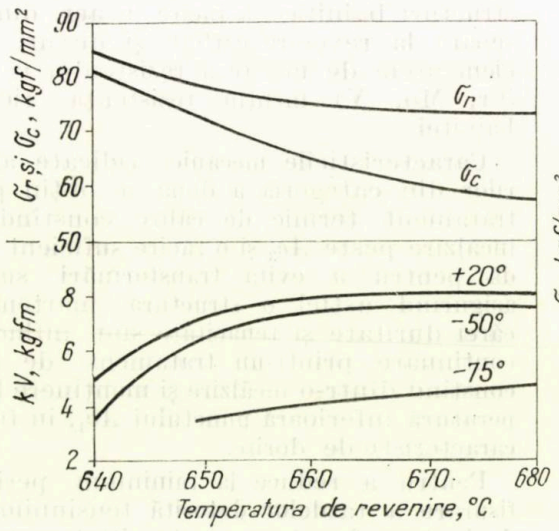


Fig. 5. Influenţa temperaturii de revenire asupra caracteristicilor mecanice ale tablelor din oţel Loycon Q. T.

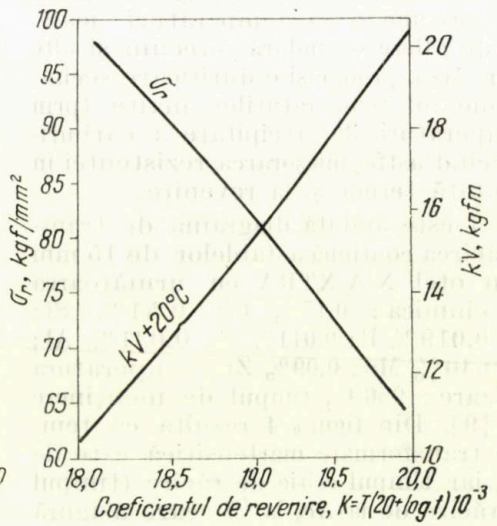


Fig. 6. Influenţa coeficientului de revenire asupra caracteristicilor mecanice ale tablelor din oţel Loycon Q. T.

de rupere şi ale energiei KV la +20°C, în funcţie de coeficientul de revenire, în cazul tablelor groase din oţel Loycon Q. T. pentru temperaturi de revenire, de 630 — 675°C şi timpi de menţinere la temperatura respectivă de 1 — 7 h [11].

Ciclul total de încălzire la tratament termic cuprinde trei faze: încălzirea pînă la temperatura respectivă, egalizarea temperaturii pe toată secţiunea şi menţinerea la temperatură.

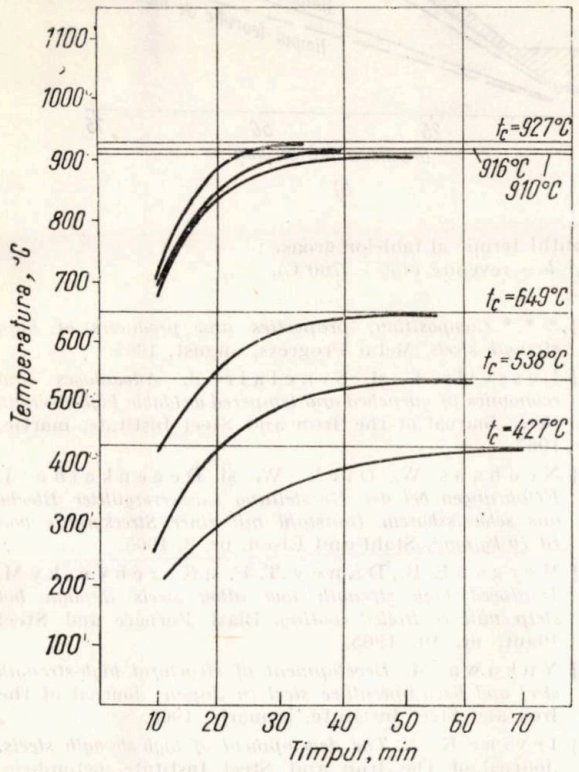


Fig. 7. Variaţia temperaturii tablelor la încălzirea pentru călire şi revenire pentru diverse temperaturi constante în cuptor.

Timpul de încălzire depinde de grosimea tablei, felul tratamentului, compoziţia chimică a oţelului şi caracteristicile mecanice dorite. În cazul normalizării oţelurilor cu compoziţii chimice relativ simple, ceea ce reprezintă cea mai mare parte a oţelurilor din prima categorie, faza a treia a ciclului de încălzire (menţinere) poate fi eliminată, deoarece pentru obţinerea structurii necesare este suficientă realizarea temperaturii respective pe toată secţiunea tablei. La încălzirea pentru călire, precum şi la normalizarea tablelor cu o compoziţie chimică mai complexă, este necesară o perioadă de menţinere pentru asigurarea dizolvării carburilor în austenită. La revenire timpul de menţinere la temperatură reprezintă faza cea mai lungă a ciclului, fiind determinată de necesitatea separării carburilor şi de caracteristicile dorite ale tablei (prin intermediul coeficientului de revenire).

Viteza de încălzire pînă la temperatura de tratament nu trebuie să fie prea mare, deoarece se pot produce tensiuni termice, ceea ce este agravat în cazul revenirii datorită contracţiei martensitei în timpul încălzirii. Pe de altă parte, un timp prea lung de încălzire, pe lîngă micşorarea productivităţii şi mărirea consumului de oţel, are efecte negative şi asupra calităţii tablelor, datorită oxidării şi decarburării.

Timpul de egalizare, în afară de grosimea tablei, depinde de uniformitatea dorită a temperaturii. Astfel, în cazul unor table de 44 mm grosime, încălzite în cuptoare cu role, la încălzirea pentru călire şi la o temperatură din cuptor de 915°C, după 40 min temperatura medie a tablei era de 870°C cu o variaţie de ± 10°C, iar după 120 min, de 910 ± 4°C; în cazul revenirii şi la o temperatură a cuptorului de 600°C, după 60 min temperatura tablei era de 543 ± 5°C, iar după 170 min, de 597 ± ±1,5°C [12].

În figura 7 este arătată variaţia teoretică a temperaturii tablelor de 25,4 mm grosime în funcţie de timp, la încălzirea pentru călire şi revenire la diverse temperaturi constante de-a lungul cuptorului cu role [12]; din aceste diagrame rezultă viteza de încălzire considerabil mai mică la revenire.

Vitezele de încălzire au fost mărite considerabil în urma experienţei dobîndite în practică. Astfel, la proiectarea primei linii continue de îmbunătăţire, de la Lukens, s-a considerat pentru tabla de 25,4 mm grosime un ciclu total de 150 min la călire şi 210 min la revenire, iar după punerea în funcţiune a instalaţiei, timpii au fost reduşi la 107 min şi, respectiv, la 150 min [13]. În prezent, timpii realizaţi în practică sînt considerabil mai mici; astfel, la linia de tratament termic de la Colvilles, ciclul total pentru tabla de 25,4 mm grosime este de 60 — 75 min la normalizare şi călire şi de circa 90 min la revenire [14].

Tendinţa actuală este ca în scopul simplificării procesului tehnologic să se folosească aceeaşi viteză de încălzire pentru o gamă foarte largă de calităţi, viteza variind numai în funcţie de grosimea tablei şi de felul tratamentului termic. Astfel, se pot recomanda următoarele durate specifice (inversul vitezei), care se referă la ciclul total de încălzire, egalizare şi menţinere:

— normalizarea tablelor din oţeluri C—Mn, C—Mn—Si şi alte oţeluri simple, 2,0 — 2,4 min/mm;

— încălzirea tablelor aliate pentru călire, 2,5—3,0 min/mm;

— revenirea tablelor aliate, 3,0—4,0 min/mm.

În figura 8 sînt arătaţi timpii de încălzire la normalizare şi călire (*a*), precum şi la revenire (*b*), în funcţie de grosimea tablelor, pe baza datelor indicate de Paximadi [12].

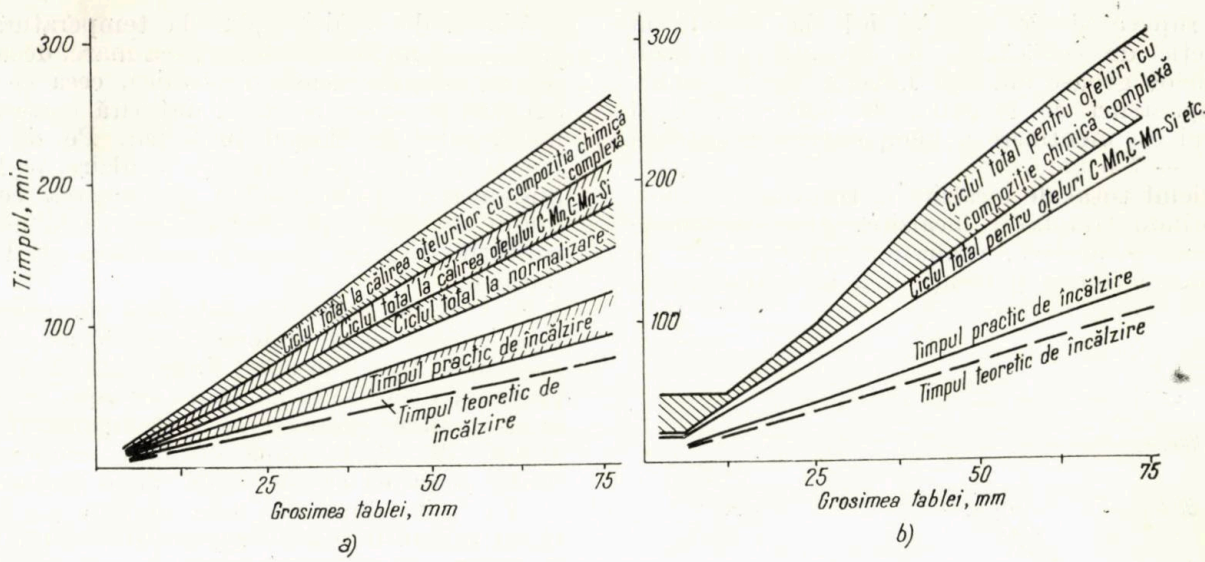


Fig. 8. Variația timpului de încălzire la tratamentul termic al tablelor groase : *a* — normalizare și călire (850 — 960°C); *b* — revenire (450 — 760°C).

În cazul normalizării tablelor cu încărcare în stare caldă, timpul de încălzire este mai redus și depinde, în primul rînd, de temperatura inițială. Astfel, în practică se poate considera o durată specifică a ciclului total, în cazul oțelurilor C—Mn, C—Mn—Si etc. de 1,0 — 1,2 min/mm pentru temperaturi de încărcare de 500 — 600°C.

Parametrul tehnologic de bază la călire este viteza de răcire, care depinde de călibilitatea oțelului (deci de compoziția chimică) și de grosimea tablei și este determinată de mediul de răcire și temperatura lui. Viteza de răcire trebuie să fie suficientă, pentru a se evita transformări structurale deasupra punctului martensitic, dar nu prea mare, pentru ca să nu apară tensiuni termice excesive. O condiție esențială la călire este asigurarea unei viteze uniforme de răcire, pentru a se obține caracteristici omogene și a se evita deformarea tablei. Pentru oțelul N—A—XTRA, a cărui diagramă de transformare a fost reprezentată în figura 4, viteza necesară de răcire, pentru asigurarea unei durități minime de 400 HB, este de circa 50°C/s.

În cazul călirii în apă, mediul uzual de răcire la oțelurile cu rezistență ridicată, viteza de răcire este determinată de debitul, presiunea și temperatura apei, iar asupra structurii de călire o influență deosebită o are timpul de la scoaterea tablelor din cuptor pînă la începutul călirii. Aceste caracteristici de bază depind de tipul instalației de călire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian H. și Brühl F. *Die Entwicklung der hochfesten schweissbaren.Stähle für den Stahlbau und ihre Anwendung und Verarbeitung.* Stahl und Eisen, nr. 11, 1966.

[2] * * * *Composition, properties and producers of high strength steels.* Metal Progress, august, 1965.

[3] Lessells J. și Sinclair J. *Advantages and economics of quenched and tempered weldable high-strength steel,* Journal of the Iron and Steel Institute, martie, 1967.

[4] Neuhaus W., Dick W. și Degenkolbe J. *Erfahrungen bei der Herstellung wasservergüteter Bleche aus schweissbarem Baustahl mit einer Streckgrenze von rd 70 kg/mm².* Stahl und Eisen, nr. 3, 1965.

[5] Morgan E. R., Dancy T. E. și Korchynsky M. *Improved high strength low alloy steels through hot strip mill controlled cooling.* Blast Furnace and Steel Plant, nr. 10, 1965.

[6] Yukawa M. *Development of structural high-strength steel and lowtemperature steel in Japan.* Journal of the Iron and Steel Institute, ianuarie, 1968.

[7] Irvine K. J. *The development of high-strength steels.* Journal of The Iron and Steel Institute, octombrie, 1962.

[8] Irvine K. J. și Pickering F. B. *Low-carbon steels with ferrite-pearlite structures.* Journal of the Iron and Steel Institute, noiembrie, 1963.

[9] Degenkolbe J. *Wasservergütete sahweissbare Baustähle-Herstellung und Eigenschaften.* Schweizer Archiv für angewandte Wissenschaft und Technik, nr. 1, 1968.

[10] * * * *The making, sbaping and treating of steel.* Pittsburgh ed. 8, United States Steel Corporation, 1964.

[11] Pearson T. F. și de Lippa M. *Quenched and tempered plate steels.* Journal of the Iron and Steel Institute, martie, 1967.

[12] Paximadi S. *Trattamenti termici di normalizzazione, tempra e rinvenimento su lamiere di grandi dimensioni.* Referat prezentat la sesiunea „FAST" din martie 1967.

[13] Drever H. și Willis N. K. *Continuous normalising and heat treating equipment for steel plate.* Iron and Steel Engineer, nr. 6, 1957.

[14] Staines D. N. și Cleathero B. *Quenched and tempered steel plates and processing equipment. Heat treatment of metals.* Special Report 95. Londra, The Iron and Steel Institute, 1966.

Tendinţele în dezvoltarea mecanizării prelucrării amestecului de formare

Prof. dr. ing. RYSZARD CHUDZIKIEWICZ
Institutul politehnic Szczecin – Polonia

CZ 621.742.4

În lucrare se prezintă unele tendinţe pe plan mondial în ceea ce priveşte construcţia utilajelor folosite pentru prepararea şi răcirea amestecurilor de formare.

În comparaţie cu amestecătoarele cu acţiune periodică, amestecătoarele continue prezintă următoarele avantaje: — au producţie uniformă şi continuă; au construcţie mai simplă şi un sistem de reglare care permite variaţia productivităţii staţiei de preparare a amestecului de la zero pînă la productivitatea maximă; se pretează uşor la automatizarea procesului tehnologic; au productivitate mare ca o consecinţă a lipsei timpului de încărcare şi descărcare a lor; au consum mai redus de energie electrică pe unitatea de amestec de formare preparat; silozurile pentru amestecul folosit şi proaspăt au capacitate mai redusă; prezintă condiţii mai avantajoase pentru instalarea unor utilaje cu acţiune continuă de răcire a amestecului de formare folosit.

Amestecătoarele cu acţiune continuă prezintă următoarele deficienţe:
—au construcţia mai complexă; amestecul de formare preparat are, uneori, calitatea mai scăzută.

În staţiile de preparare a amestecului, dotate cu amestecătoare cu acţiune periodică, dozarea materialelor componente ale amestecului de formare se realizează în mod periodic. Dozarea lor are loc chiar la începutul ciclului de amestecare, iar perioada de dozare este cu mult mai scurtă decît perioada de amestecare. Schema staţiei de acest tip pentru prepararea amestecului este prezentată în figura 1. Dozarea se face direct în cuva amestecătorului.

La amestecătoare continue, materialele de formare se dozează în mod continuu. Alimentatoarele trimit materialele direct pe banda transportorului care alimentează amestecătorul (fig. 2). Alimentarea de acest fel este simplă şi sigură. În cazul cel mai simplu, materialele de formare pot fi dozate cu ajutorul talerelor de alimentare, acţionate direct de banda transportorului prin intermediul unui dispozitiv simplu cu fricţiune. Întîrzierea acţiunii transportorului întîrzie simultan acţiunea alimentatorului. În acest caz nu este necesară blocarea electrică.

La dozarea continuă se poate introduce relativ simplu amestecarea în două trepte. Acest tip de amestecare prezintă o

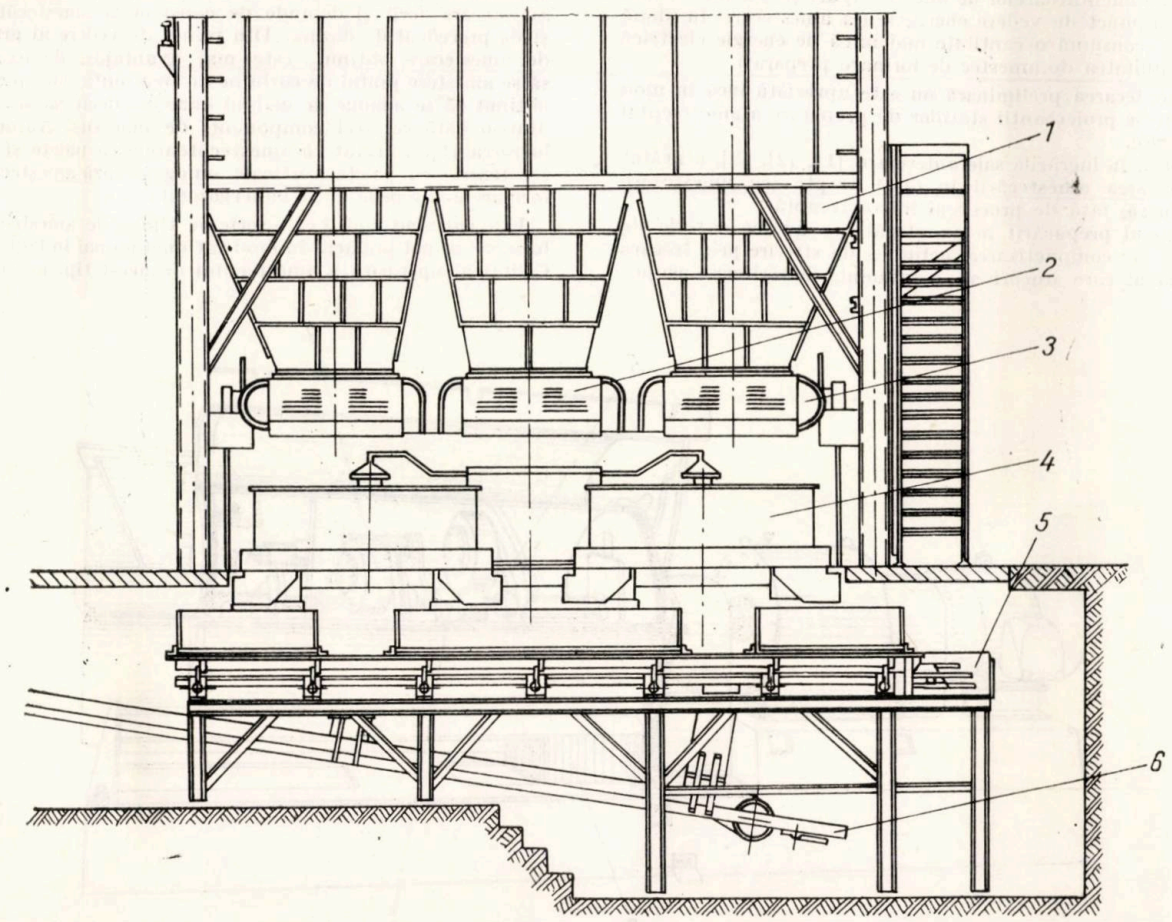


Fig. 1. Schema staţiei de preparare a amestecului de formare, dotată cu amestecătoare şi alimentatoare cu acţiune periodică:
1 – buncăr; *2* – alimentator cu bandă bilaterală; *3* – alimentator cu bandă; *4* – amestecător pendular; *5* – jgheab vibrator; *6* – transportor cu bandă (CENTROZAP – Polonia).

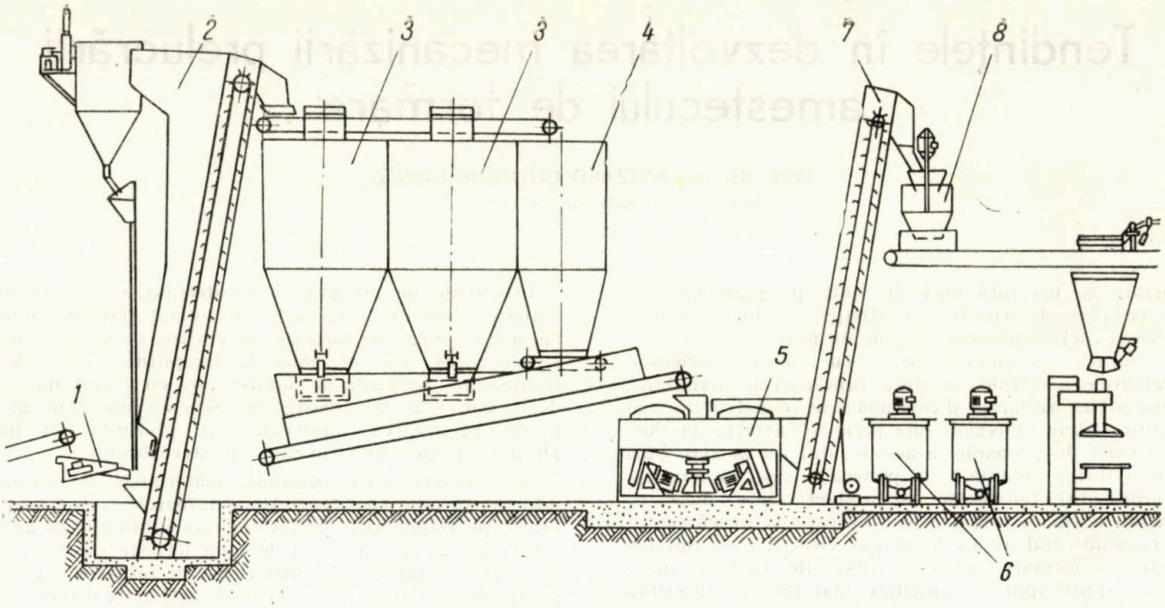


Fig. 2. Schema încărcării amestecătorului cu acțiune continuă (Bonnvillain, Ronceray – Franța):
1 – sită; *2* – răcitor-coolevayor; *3* – amestec de formare folosit; *4* – nisip proaspăt; *5* – amestecător cu role cu acțiune continuă; *6* – malaxoare de alimentare a vopselei și a bentonitei sub formă de pastă; *7* – elevator cu cupe tip coolevayor; *8* – aerator cu ax vertical.

serie întreagă de avantaje în comparație cu amestecarea într-o singură treaptă deoarece permite o combinare convenabilă a alimentatoarelor de diferite tipuri și este mai economică din punct de vedere energetic (la amestecare în două trepte se consumă o cantitate mai mică de energie electrică pentru unitatea de amestec de formare preparat).

Amestecarea preliminară nu este apreciată încă în mod suficient de proiectanții stațiilor de preparare a amestecului de formare.

Autorul, în lucrările sale anterioare [1], [2], [3], a arătat superioritatea amestecării în două trepte (cu amestecare preliminară) față de procedeul într-o treaptă.

În cursul preparării în amestecătoare au loc o serie de procese, ca: compactizarea, acțiunea de strivire prin frecare și afinarea, care uneori au o influență hotărîtoare asupra proprietăților amestecului rezultat. În condiții determinate și la un anumit conținut și tip de constituenți, viteza de amestecare se măsoară prin timpul de obținere a gradului de amestecare dorit și depinde de construcția amestecătorului și de procedeul de dozare. Din punct de vedere al gradului de amestecare obținut, este mai avantajos, de exemplu, să se amestece praful de cărbune cu bentonita, iar amestecul obținut să se adauge la nisipul cuarțos, decît să se dozeze dintr-o dată cei trei componenți de mai sus. Autorul, în lucrarea [1], a arătat că amestecătoarele cu palete și amestecătoarele cu palete verticale omogenizează amestecuri de formare mai repede decît kollergangul.

Este cunoscut faptul că o serie de tipuri de amestecuri de formare se pot prelucra în mod rațional numai în kollergang. Calitatea superioară a amestecului de acest tip, la un timp

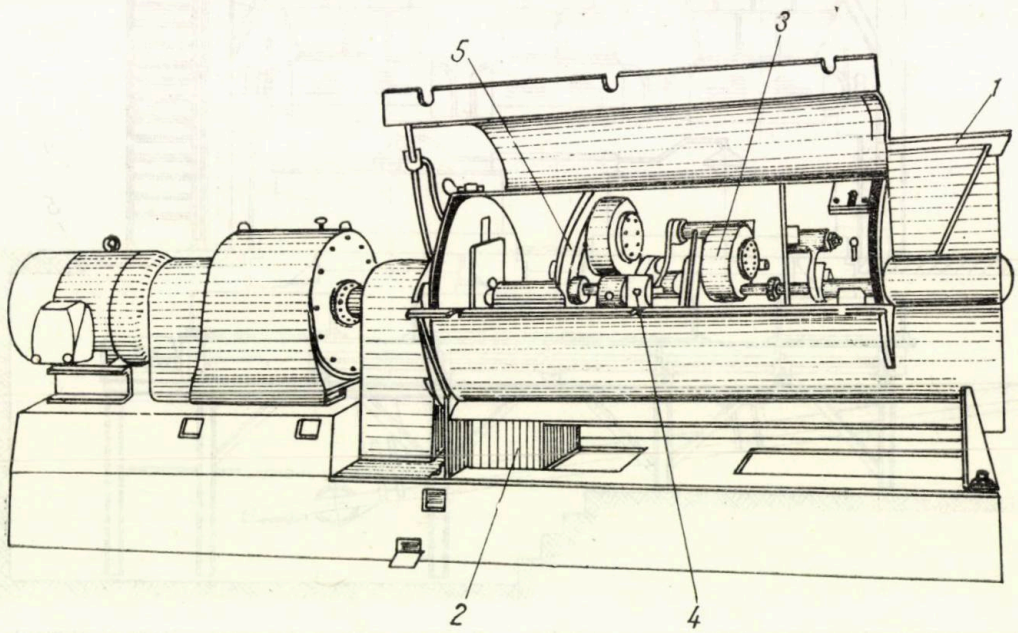


Fig. 3. Ansamblul tobei de amestecare pendulare tip Mullarator (Jeffrey, S.U.A.):
1 – pîlnie de încărcare; *2* – jgheab pentru descărcare; *3* – rolă; *4* – cormană; *5* – disc de rotor. (Amestecătorul se construiește de trei dimensiuni cu productivitatea de 50, 100 și 150 t/h.)

minim de amestecare şi la un consum minim de energie electrică, se poate obţine prin amestecare în două trepte, pentru care se foloseşte iniţial amestecătorul cu palete iar apoi, kollergangul.

În ultima vreme se răspîndesc tot mai mult tipuri noi de amestecătoare americane, cu acţiune continuă. Acestea sînt tobe de amestecare pendulare şi amestecătoare cu rotor. Ca exemplu pentru prima grupă poate fi menţionat amestecătorul Mullarator (fig. 3).

Aceste amestecătoare sînt caracterizate printr-o productivitate foarte ridicată, de exemplu, amestecătoarele firmei Jeffrey se construiesc pe cinci dimensiuni cu productivitatea de la 50 pînă la 250 t/h, în funcţie de lăţimea benzii transportoare.

Dispozitive pentru răcirea amestecului de formare folosit. În soluţionarea problemei răcirii amestecului de formare folosit se conturează patru direcţii de acţiune şi anume: folosirea procesului de amestecare; ventilarea intensă a

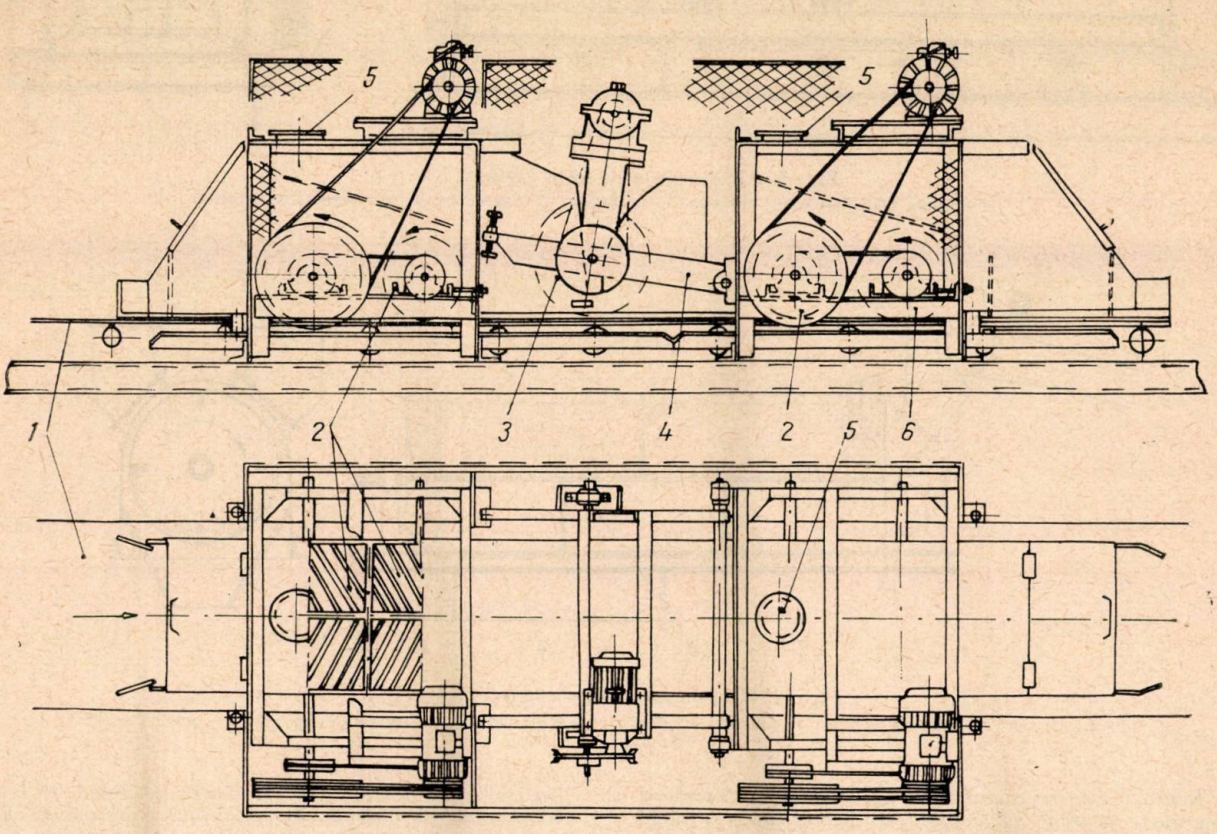


Fig. 4. Amestecător cu rotor (Rekau, S.U.A.):
1 — banda transportorului; *2* — rotoare cu palete; *3* — cilindri de sfărimare; *4* — fixarea pendulară a cilindrilor; *5* — cuplarea la instalaţia de separare a prafului; *6* — rotor cu bare.

Aerul intră în toba amestecătorului prin pîlnia de încărcare. Aspiraţia laterală a aerului se găseşte pe mantaua superioară, chiar lîngă pîlnia de încărcare. Circulaţia aerului şi a amestecului de preparat se realizează în contracurent. Datorită rolelor suspendate liber, amestecul, în timpul omogenizării, este strivit. Lipsa acestei striviri este neajunsul principal al vechilor tipuri de tobe de amestecare cu rotor.

Amestecătoarele cu rotor reprezintă o evoluţie a aeratoarelor. În publicaţiile americane acest fapt este indicat prin denumirea „aerator-blender" a amestecătoarelor de acest tip. Trăsătura caracteristică a amestecătoarelor de acest tip este faptul că ele lucrează direct pe banda transportorului. Construcţia amestecătorului de tip rotor Rekau este reprezentată în figura 4.

Acestui tip îi aparţine amestecătorul cu rotor al firmei Jeffrey. Ambele amestecătoare menţionate mai sus se deosebesc între ele numai constructiv, principiul de funcţionare fiind acelaşi. La amestecătorul Rekau (fig. 4) grupul amestecător este format din două rotoare cu palete, o rolă şi două rotoare din care unul cu palete, iar celălalt cu bare. La amestecătorul Jeffrey (fig. 5), grupul amestecător este format dintr-un rotor cu palete, un ax cu palete şi un al doilea rotor cu palete care aruncă amestecul pe o placă de cauciuc. La ambele tipuri de amestecătoare cu rotor luate în considerare, amestecul este omogenizat, afînat şi în parte răcit.

amestecului în timpul cernerii; transportarea amestecului pentru răcirea lui; folosirea de utilaje destinate numai pentru răcirea amestecului.

Capacitatea utilajelor pentru răcirea amestecului de formare este determinată de randamentul răcirii, conform relaţiei:

$$\eta_R = \frac{T_i - T_f}{T_i - T_a}\ 100, \%,$$

unde: T_i este temperatura iniţială a amestecului de formare; T_f — temperatura finală a amestecului de formare; T_a — temperatura aerului înconjurător.

Toate amestecătoarele actuale prezintă posibilitatea răcirii amestecului concomitent cu amestecarea. Un exemplu tipic al acestei soluţii îl prezintă amestecătoarele pendulare. În amestecătorul pendular MP—030 (fig. 1), într-un minut de amestecare se poate răci amestecul de formare folosit de la temperatura iniţială de 90°C pînă la 40°C ($\eta_R = 60\%$). În amestecătoarele menţionate mai sus (fig. 3,4 şi 5), procesul de amestecare este îmbinat cu răcirea intensă a amestecului.

Este cunoscut faptul că combinarea unei site poligonale cu un dispozitiv de separare a prafului în stare bună de funcţionare face posibilă răcirea considerabilă a amestecului de formare.

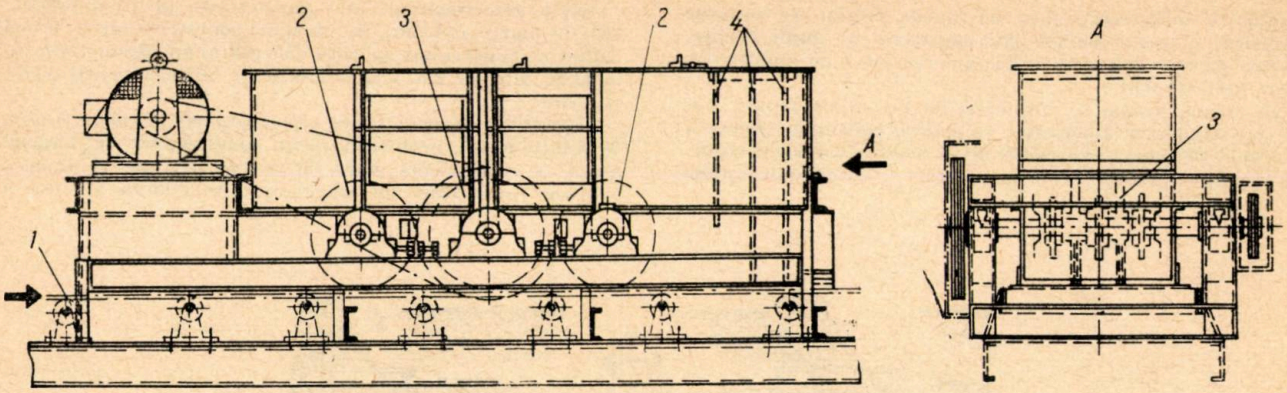


Fig. 5. Amestecător cu rotor (Jeffrey, S.U.A.):
1 – banda transportorului; *2* – rotoare cu palete; *3* – ax cu palete; *4* – perdele de cauciuc.

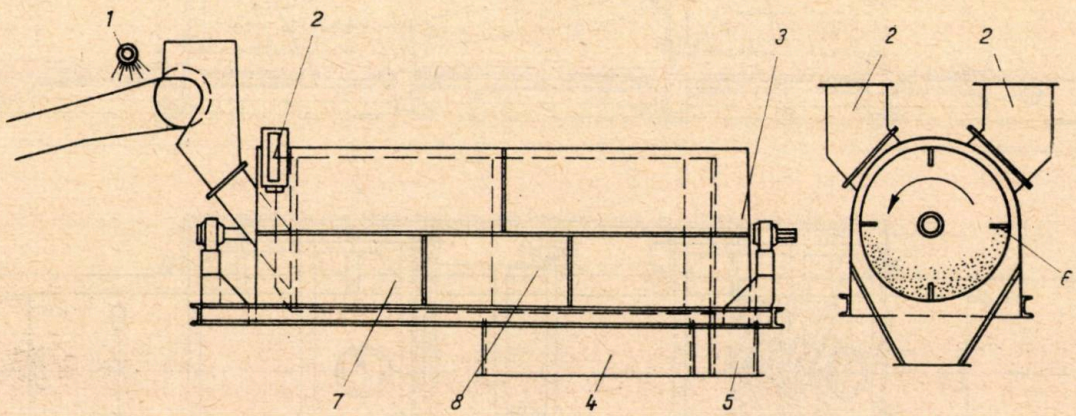


Fig. 6. Tobă de răcire-sită (Jeffrey, S.U.A.):
1 – duș de apă; *2* – aspirația aerului; *3* – refularea aerului; *4* – trecerea sub sită; *5* – refuzul de pe sită; *6* – palete; *7* – tobă din tablă; *8* – sită.

În figura 6 este reprezentat un cuplu actual sită-răcitor. Prima parte a tobei poligonale este executată din tablă neperforată și numai cealaltă parte prezintă o sită. Randamentul răcirii sitei poligonale, datorită cuplării cu un ventilator, crește de la 20 la 40%.

Montarea de utilaje suplimentare pentru răcirea amestecului de formare folosit mărește nu numai prețul de cost dar și suprafața ocupată de utilajele pentru prelucrarea și transportul amestecului de formare. De aceea este de înțeles tendința de folosire a utilajelor de transport pentru răcirea amestecului de formare. O firmă americană a adaptat elevatorul cu cupe și produce răcitoarele denumite coolevayor (fig. 7).

Acestea se compun dintr-un transportor înclinat cu bandă crestată în formă de pieptene care se mișcă cu o viteză mare. Jgheabul de descărcare al transportorului se cuplează cu un exhaustor. O parte din amestecul aruncat de transportor cade pe pîlnia de încărcare, iar o parte este returnată și cade prin canal din nou pe transportor. Acest canal este intens aerat. Circulația aerului și a amestecului în canal se face în contracurent. Prin așezarea corespunzătoare a clapetei din mantaua capului elevatorului, se poate regla cantitatea de amestec care cade în canalul de răcire și, prin aceasta, multiplicitatea circulației amestecului prin canal. Coolevayor-ul răcește amestecul de la circa 90 la 40°C.

Amestecul de formare descărcîndu-se de pe o bandă transportoare pe alta, de asemenea, se răcește. Randamentul răcirii printr-o asemenea descărcare reprezintă circa 21%.

Un exemplu de utilizare a transportorului vibrator pentru răcirea amestecului de formare îl poate constitui răcitorul arătat în figura 8. Fundul jgheabului transportorului este perforat. Aerul insuflat de jos răcește amestecul de formare transportat. Răcitoarele de acest tip se construiesc cu productivitatea pînă la 250 t/h.

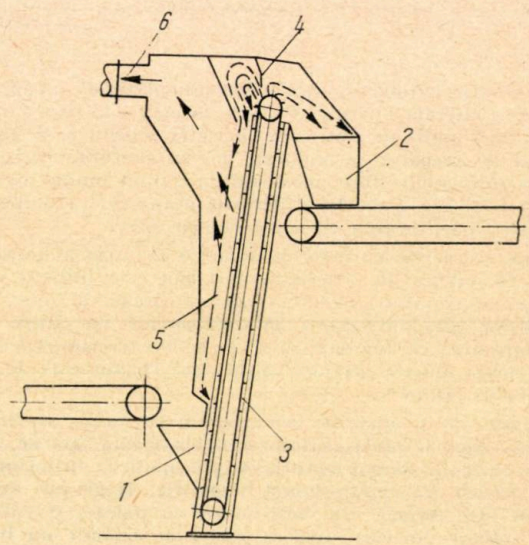
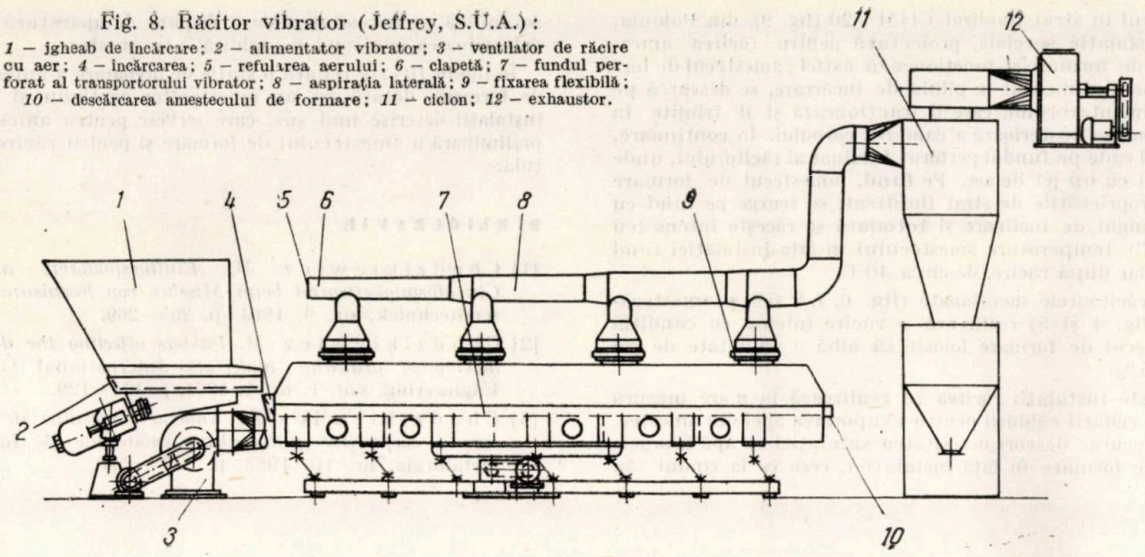


Fig. 7. Răcitor coolevayor (National Engineering, S.U.A.):
1 – încărcarea amestecului de formare; *2* – descărcarea amestecului; *3* – transportor cu palete cu înclinarea de 10° în plan vertical și cu viteza de 175m/min; *4* – clapetă de reglare; *5* – canal de răcire; *6* – fundul ciclonului

Fig. 8. Răcitor vibrator (Jeffrey, S.U.A.):

1 — jgheab de încărcare; *2* — alimentator vibrator; *3* — ventilator de răcire cu aer; *4* — încărcarea; *5* — refularea aerului; *6* — clapetă; *7* — fundul perforat al transportorului vibrator; *8* — aspirația laterală; *9* — fixarea flexibilă; *10* — descărcarea amestecului de formare; *11* — ciclon; *12* — exhaustor.



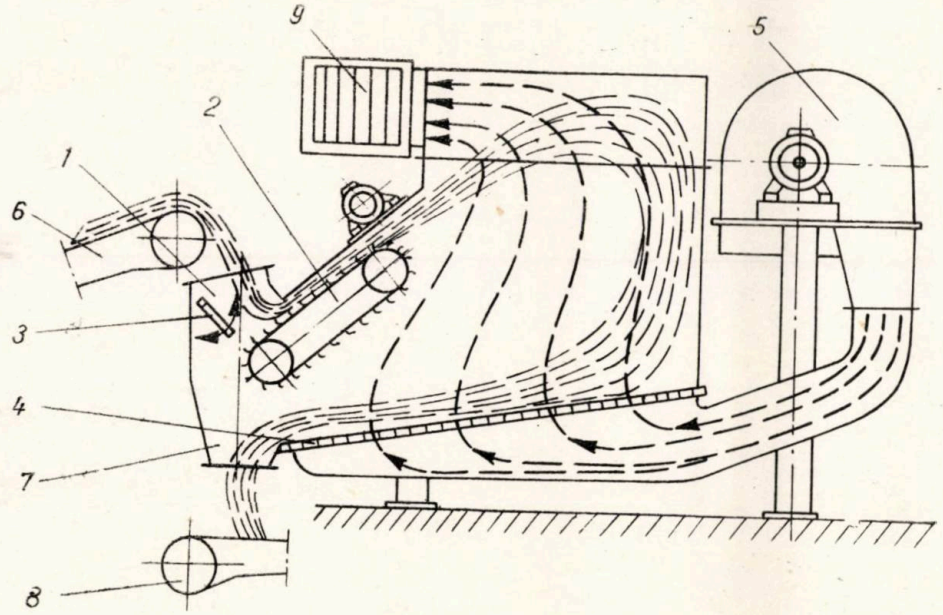


Fig. 9. Principiul de funcționare a răcitorului în pat fluidizat CHM—20 (CENTROZAP — Polonia):

1 — încărcarea; *2* — alimentator cu bandă cu palete; *3* — clapetă rotativă; *4* — fund perforat; *5* — ventilator; *6* — transportor cu bandă pentru încărcare; *7* — descărcare; *8* — transportor de recepție cu bandă; *9* — orificiul de aspirație.

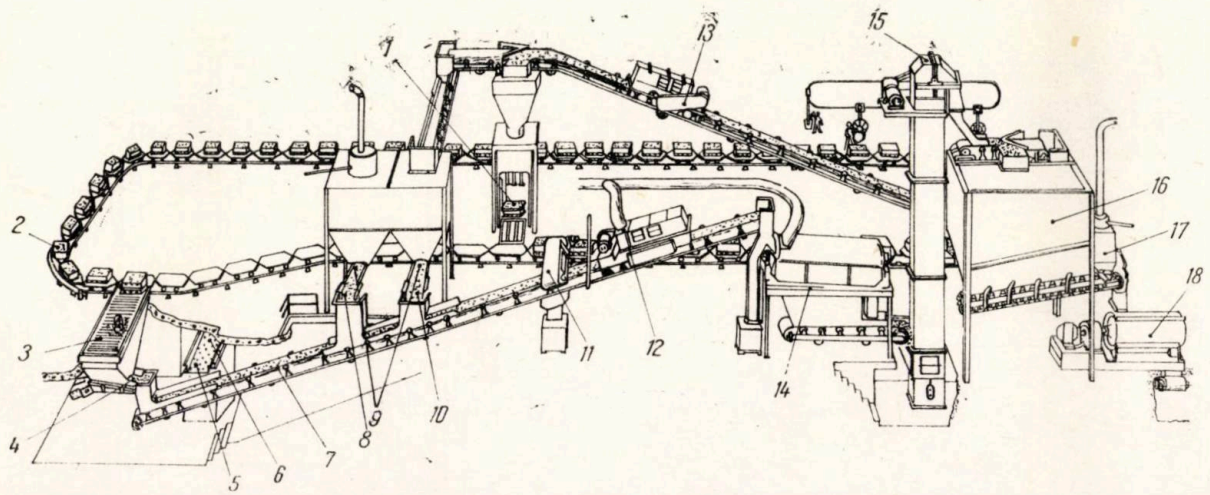


Fig. 10. Stația de preparare a amestecului de formare (Jeffrey, S.U.A.):

1 — automat de format; *2* — transportor de turnătorie; *3* — grătar pentru dezbatere; *4* — amestec de formare folosit; *5* — amestec de descărcare; *6* — transportor vibrator; *7* — transportor cu bandă; *8* — amestec proaspăt; *9* — alimentator; *10* — exces de amestec de formare; *11* — separator magnetic cu bandă; *12* — răcitor-amestecător cu rotor; *13* — aerator cu rotor; *14* — răcitor-sită rotativ; *15* — elevator cu cupe; *16* — conteiner de amestec cu alimentator cu plăci; *17* — alimentator pentru liant; *18* — tobă de amestecare pendulară cu acțiune continuă, tip Mullarator.

Răcitorul în strat fluidizat CHM—20 (fig. 9), din Polonia, este o instalație specială, proiectată pentru răcirea amestecurilor de formare și funcționează astfel : amestecul de formare folosit, alimentat în pîlnia de încărcare, se descarcă pe banda alimentatorului, care îl fracționează și îl trimite în jet spre partea posterioară a camerei corpului. În continuare, amestecul cade pe fundul perforat înclinat al răcitorului, unde este suflat cu un jet de aer. Pe fund, amestecul de formare capătă proprietățile de strat fluidizat, se scurge pe fund cu un mic unghi de înclinare și totodată se răcește intens (cu circa 50°C), temperatura amestecului în fața instalației fiind de 90°C, iar după răcire, de circa 40°C.

Toate răcitoarele menționate (fig. 6, 7, 8 și 9) și amestecătoarele (fig. 4 și 5) realizează o răcire intensă cu condiția ca amestecul de formare folosit să aibă o umiditate de cel puțin 2,5%.

În aceste instalații răcirea se realizează în mare măsură pe seama cedării căldurii pentru evaporarea apei din amestec. De aici decurge deseori necesitatea saturației cu apă a amestecului de formare în fața instalației, ceea ce la rîndul său se îmbină cu necesitatea de a dispune de aparatură pentru determinarea continuă a umidității în amestec.

În figura 10 este redată o stație de preparare a amestecului de formare, dotată cu un amestecător continuu și cu alte instalații descrise mai sus, care servesc pentru amestecarea preliminară a amestecului de formare și pentru răcirea acestuia.

BIBLIOGRAFIE

[1] Chudzikiewicz R. *Einflussfaktoren auf den Gleichförmigkeitsgrad beim Mischen von Formsand.* Giessereitechnick, nr. 9, 1961, p. 265—269.

[2] Chudzikiewicz R. *Faktors affecting the degree of mixing of granular materials.* International Chemical Engineering, vol. 1, nr. 1, 1961, p. 124—129.

[3] Chudzikiewicz R. *Analiza procesului de amestecare a corpurilor pulverulente* (materiale de formare). Metalurgia, nr. 10, 1963, p. 577 — 583.

Tratamentul termomecanic al aliajelor de cupru

Ing. L. CINCĂ
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" – București

CZ 669.35 : 621.785/.787

În condițiile actuale de dezvoltare a tehnicii, problema obținerii unor materiale metalice de mare rezistență capătă o importanță deosebită. Se observă o orientare intensă a cercetărilor în domeniul metalurgiei fizice, în special în direcția realizării unor materiale metalice cu proprietăți de rezistență din ce în ce mai ridicate. Rezultatele practice obținute pînă acum au confirmat pe deplin teoriile, de dată relativ recentă, cu privire la structura reală a materiei cristaline și a influenței acesteia asupra proprietăților, și au deschis noi perspective în domeniul îmbunătățirii în continuare a rezistenței metalelor și a aliajelor.

Se știe că diferența dintre rezistența teoretică și cea reală este determinată de prezența în cristal a defectelor de rețea [1], [2], [3], [4]. Pornind de la acest fapt, principiile de modificare a rezistenței materialelor cristaline se așază pe două direcții :

1) Obținerea de materiale cu structură cristalină apropiată de cea ideală, aproape fără defecte (cristale sub formă de fibre-mustăți, a căror rezistență este apropiată de rezistența teoretică).

2) Crearea în materialele metalice existente a unei densități ridicate de defecte de rețea cristalină, care, la o distribuție uniformă a acestora, permite mărirea rezistenței la valori considerabile.

În legătură cu obținerea cristalelor sub formă de fibre trebuie subliniat faptul că pînă în momentul de față nu există încă o metodă rațională, avantajoasă, de obținere a unor asemenea cristale, care să determine utilizarea industrială a acestei posibilități de mărire a rezistenței materialelor metalice.

O largă răspîndire au căpătat în schimb metodele de mărire a rezistenței metalelor și aliajelor, bazate pe crearea unei densități mari de defecte de rețea și a unei distribuții specifice a acestora. Mărirea densității de imperfecțiuni se poate realiza pe de-o parte utilizînd deformarea plastică (energia mecanică), iar pe de altă parte utilizînd acțiunea temperaturii (energia termică) pentru redistribuirea imperfecțiunilor în rețeaua cristalină și stabilizarea structurii. Energia termică poate fi, de asemenea, utilizată pentru realizarea unor transformări în rețeaua cristalină, a unor transformări de fază în materialul inițial sau în materialul supus deformării plastice [5].

Mărirea rezistenței materialelor metalice se poate obține însă, în modul cel mai eficace, combinînd aceste două posibilități, ceea ce constituie de fapt baza tratamentelor termomecanice. Tratamentul termomecanic trebuie înțeles ca un complex de operații de deformare, încălzire și răcire (în diferite succesiuni), în urma cărora formarea structurii finale a materialului metalic, și deci și proprietățile acestuia, au loc în condițiile unei densități crescute de imperfecțiuni în rețea, create de deformarea plastică [6].

Dacă în ceea ce privește aliajele cu bază de fier, în special de titan, nichel, aluminiu și alte metale, rezultatele tratamentului termomecanic într-o multitudine de variante, sînt în marea lor majoritate deosebit de importante, acest tratament fiind utilizat în mod industrial, în cazul aliajelor de cupru posibilitatea aplicării tratamentelor termomecanice este mai puțin studiată. Rezultatele obținute însă pînă în prezent demonstrează utilitatea cercetărilor în direcția studierii variantelor de tratament termomecanic aplicabile aliajelor de cupru, a stabilirii parametrilor optimi ai proceselor, în vederea obținerii unui complex de proprietăți cu valori mai ridicate pentru această categorie de aliaje.

Aliajele de cupru întrebuințate practic sînt fie aliaje bifazice în echilibru la temperatura ordinară dar care, prin încălzire devin monofazice, putînd prezenta fenomenul de durificare prin precipitare, fie monofazice formate din soluții solide α izomorfe cu cuprul și care nu prezintă transformări pînă la temperatura de topire.

Ambele categorii de aliaje pot fi tratate termomecanic, realizîndu-se prin aceasta o îmbunătățire sensibilă a proprietăților fizico-mecanice.

Tratamentul termomecanic al aliajelor de cupru durificabile prin precipitare. Datele existente în literatura de specialitate arată că, în cazul unei serii de aliaje de cupru, schema de tratament aplicabilă corespunde tratamentului termomecanic al aliajelor durificabile prin precipitare, cum sînt aliajele de aluminiu, magneziu și altele [6] (fig. 1).

Cu alte cuvinte, este vorba de influența pe care o are deformarea plastică asupra cineticii și, într-o serie de cazuri, asupra mecanismului procesului de îmbătrînire.

Procesul de precipitare presupune de regulă mai multe etape : în soluția solidă în stare călită, are loc formarea zonelor Guinier–Preston, formarea fazei disperse metastabile și în sfîrșit formarea fazei disperse stabile [7]. Evident, în funcție de natura aliajului sau de condițiile tratamentului termic aplicat, aceste etape se pot modifica.

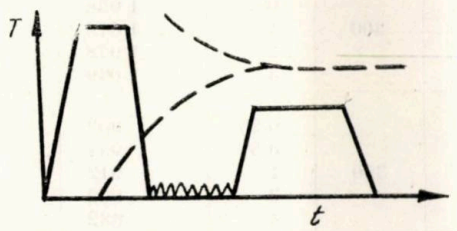


Fig. 1. Schema de tratament termomecanic pentru aliaje durificabile prin precipitare [6].

Există o serie de teorii care explică procesul de durificare prin precipitare [8]. Toate însă subliniază că apariția imperfecțiunilor în rețeaua cristalină ca urmare a precipitării celei de-a doua faze și a cîmpului de tensiuni care înconjură particulele de fază precipitată, este în ultimă instanță factorul care determină mărirea rezistenței. Rezultă de aici rolul deosebit pe care îl poate juca deformarea plastică în procesul de durificare prin precipitare.

Pornind de la această idee s-a studiat rezultatul tratamentului termomecanic asupra aliajelor de cupru cu proprietăți de elasticitate ridicate, destinate arcurilor, și anume : bronz cu beriliu (1,7 – 2,5%), cu beriliu și nichel (0,2 – 0,4%), alame cu adaosuri de Al, Ni, Si și Mn, bronzuri cu aluminiu (7%) etc.

Deformarea plastică la rece a bronzului cu beriliu călit duce la o modificare însemnată a proprietăţilor fizico-mecanice [9] (fig.2). Apariţia defectelor de împachetare, a segregaţiilor în jurul dislocaţiilor şi, în sfîrşit, creşterea densităţii de dislocaţii sînt cauzele care determină creşterea importantă

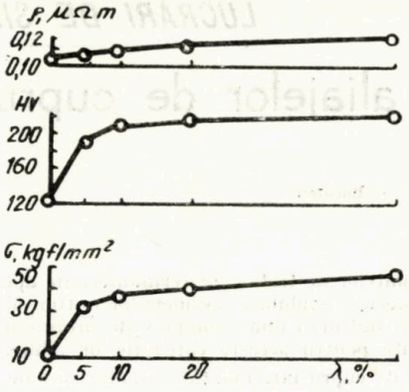


Fig. 2. Influenţa deformării plastice asupra proprietăţilor bronzului cu 2,5 % Be [6].

Tabela 1

Gradul de deformare, %	Regimul de recoacere		Limita de elasticitate, $\sigma_{0,\varepsilon 02}$ MN/m²	
	Temperatura, °C	Durata, h	Bronz cu 2,5% Be	Bronz cu Be şi 1,9% Ti
10	Fără recoacere		333	412
	300	0,5	882	833
		1	892	912
		2	911	951
		4	911	931
30	Fără recoacere		451	539
	300	0,5	990	951
		1	1 019	1 000
		2	1 019	1 029
		4	1 019	1 029
50	Fără recoacere		471	539
	300	0,5	1 058	980
		1	1 078	1 039
		2	1 078	1 078
		4	1 049	1 058
10	350	0,25	902	944
		0,5	931	970
		1	912	944
		2	992	931
		4	982	—
30	350	0,25	1 009	980
		0,5	1 029	1 019
		1	980	960
		2	931	931
		4	911	—
50	350	0,25	1 029	1 049
		0,5	1 058	1 078
		1	1 049	1 029
		2	1 039	1 009
		4	1 039	—

a rezistenţei. Pentru aceasta este suficient să se menţioneze că o deformare plastică de numai 5% duce la creşterea limitei de elasticitate de aproape trei ori, în condiţiile unei creşteri de duritate de 1,5 ori. Datorită însă gradului înalt de neuniformitate în distribuţia tensiunilor locale şi a dislocaţiilor, bronzul cu beriliu călit şi deformat plastic la rece prezintă o puternică anizotropie a proprietăţilor de elasticitate şi, într-o măsură mult mai mică, a rezistivităţii [10], [11]. Transformările care se produc în bronzul cu 2,5% Be, călit şi deformat plastic la rece prin îmbătrînire, sînt însoţite de o durificare mult mai rapidă decît în cazul aceluiaşi material nedeformat plastic în prealabil (fig. 3, tabela 1).

Acest fapt trebuie pus în legătură cu acţiunea imperfecţiunilor de reţea create prin deformare plastică, de mărire a vitezei proceselor de difuzie şi de înlesnire a apariţiei celei de-a doua faze. În afară de aceasta, descompunerea soluţiei solide deformate plastic în comparaţie cu soluţia solidă nedeformată plastic este mai uniformă în volumul grăuntelui, ceea ce implică un plus de durificare. Trebuie subliniat, de asemenea, faptul că îmbătrînirea după deformare plastică duce la micşorarea anizotropiei proprietăţilor, rezultată după deformarea plastică.

Variaţii similare ale proprietăţilor în procesul de îmbătrînire precedat de deformare plastică se constată şi la bronzul cu beriliu cu adaos de 1,9 % Ti [9]. În comparaţie însă cu bronzul cu 2,5% Be, acţiunea de mărire a vitezei procesului

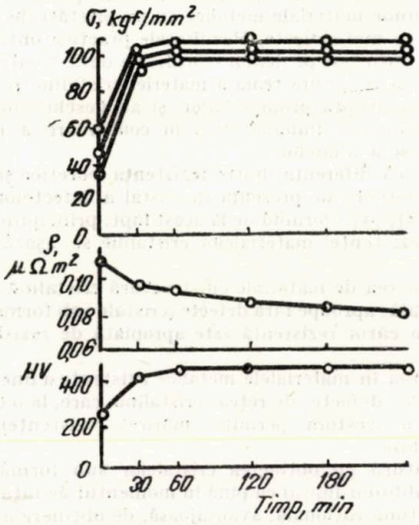


Fig. 3. Proprietăţile bronzului cu 2,5 % Be după călire, deformare plastică cu grad de deformare 30 % şi îmbătrînire la 300°C [6].

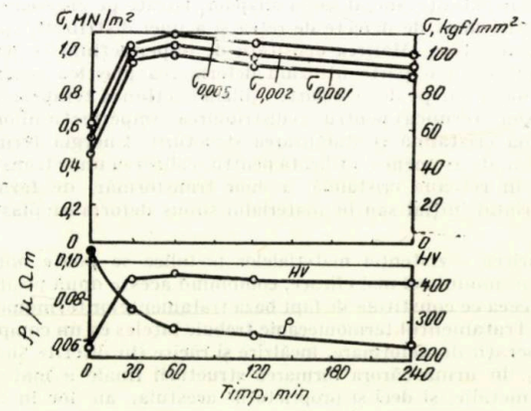


Fig. 4. Proprietăţile bronzului cu beriliu cu adaos de 1,9 % Ti după călire, deformare plastică şi îmbătrînire la 350°C [9].

de durificare pe care o are deformarea plastică, în cazul bronzului cu adaos de titan, este mai puţin pronunţată (fig.4, tabela 2). Valoarea maximă a rezistenţei pentru bronzul cu adaos de titan se realizează la durate mai mari de revenire, în comparaţie cu bronzul cu 2,5% Be. De asemenea, înmuierea

Tabela 2

Gradul de deformare, %	Regimul de recoacere		Limita de elasticitate, MN/m²	
	Temperatura, °C	Durata, h	$\sigma_{0,001}$	$\sigma_{0,005}$
	Fără recoacere		353	539
		0,5	784	902
10	300	1	854	902
		2	892	1 000
		4	882	980
	Fără recoacere		441	608
		0,5	911	1 019
30	300	1	951	1 049
		2	990	1 096
		4	990	1 088
	Fără recoacere		471	627
		0,5	941	1 019
50	300	1	1 000	1 107
		2	1 019	1 127
		4	1 009	1 078
		0,25	921	990
10	350	0,5	944	1 019
		1	921	1 009
		2	902	1 000
		0,25	941	1 019
30	350	0,5	970	1 078
		1	931	1 029
		2	882	980
		0,25	1 058	1 096
50	350	0,5	1 029	1 127
		1	980	1 078
		2	951	1 049

care se produce în bronzul cu adaos de titan la durate mari de revenire este mai puțin pronunțată decît la bronzul cu beriliu fără adaos de titan, ceea ce justifică utilizarea lui la temperaturi mai ridicate.

Este important de remarcat faptul că, în cazul bronzurilor cu beriliu, se poate obține o variație mai importantă de proprietăți, printr-un tratament termomecanic repetat după schema: călire-deformare plastică (grad de deformare 10 sau 50%) — o nouă călire rapidă — revenire finală (îmbătrînire) [9].

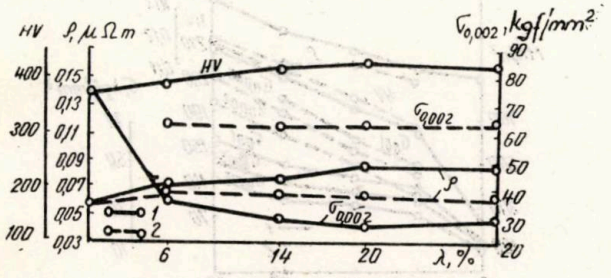


Fig. 5. Influența deformării plastice și a recoacerii asupra proprietăților bronzului cu 2,5% Be. Tratament inițial: călire, deformare plastică 30%, recoacere (350°C, 90 min)[6]: *1* — călire, deformare plastică, recoacere, o nouă deformare plastică; *2* — călire, deformare plastică, recoacere, deformare plastică, o nouă recoacere.

Pentru bronzul cu beriliu, în care precipitarea fazei disperse are în principal un caracter coerent, dacă după ciclul complet de tratament termomecanic (călire — deformare — îmbătrînire) se aplică din nou o deformare plastică în aceeași direcție, se constată o scădere bruscă a limitei de elasticitate și din nou apare fenomenul de anizotropie (fig. 5). Similar se comportă și bronzul cu 7% Al. Deformat plastic după călire cu un grad de deformare de 56%, bronzul cu 7% Al prezintă o valoare a limitei de elasticitate la răsucire de numai 14,5 kgf/mm². Îmbătrînirea la 175°C timp de 30 min duce la creșterea valorii limitei de elasticitate la 32,8 kgf/mm². Dacă materialul este supus din nou deformării plastice, chiar numai cu un grad de deformare de 1%, atunci această valoare coboară la

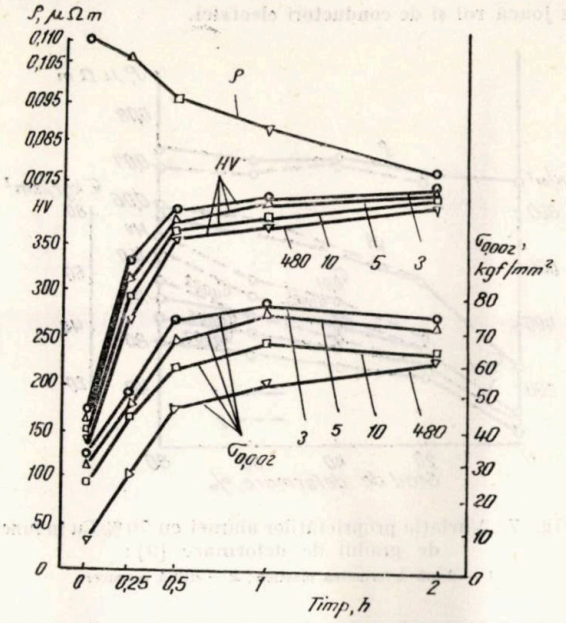


Fig. 6. Variația proprietăților bronzului cu 2,5% Be în funcție de durata de îmbătrînire la 350°C (deformare plastică 10%). Cifrele de pe curbe indică în secunde durata de menținere în vederea călirii suplimentare [6].

18,5 kgf/mm² pentru ca, aplicînd din nou o revenire, să se realizeze o valoare a limitei de elasticitate de 31,2 kgf/mm².

Explicația acestei comportări constă se pare în faptul că o deformare plastică repetată după ciclul complet de tratament termomecanic determină crearea unei noi configurații de dislocații și, în felul acesta, se distruge (se „dizolvă") complexul de faze de tipul zonelor Guinier—Preston legate coerent de masa de bază, capabile să provoace purificarea. O nouă încălzire trebuie să ducă la redistribuirea dislocațiilor și la crearea, în jurul acestora, de zone care să producă durificarea, ceea ce se traduce prin creșterea din nou a limitei de elasticitate (fig. 6). În urma unei asemenea variante de tratament termomecanic se obține o variație stabilă de proprietăți care ating valori importante.

Avînd în vedere că bronzul cu beriliu este un material scump, s-au studiat posibilitățile de aplicare a tratamentului termomecanic la o serie de alte aliaje, cu intenția de a se obține materiale mai ieftine dar cu proprietăți similare cu cele ale bronzului cu beriliu [9].

Este vorba de alamă durificabilă prin precipitare (73—76% Cu; 1,6—2,2% Al; 2—3% Ni; 0,3—0,7% Si; 0,3—0,7% Mn, restul Zn) și alpaca cu adaos de Mn (19,5—21,5% Ni; 19,5—21,5% Mn, restul Cu) sau cu adaos de Mn și mici cantități de Al, Cr, Si.

Tratamentul termic obișnuit, care constă din călire în apă de la 780°C și revenire la 400—450°C timp de 2 h, duce la obținerea următoarelor rezultate: după călire — σ_r = 50 kgf/mm²; δ = 45%; HV = 120; după revenire — σ_r = 70 kgf/mm²; δ = 24%; HV = 290—300. Dacă însă se aplică tratamentul termomecanic (călire — deformare plastică cu un grad de deformare de 40% — revenire la 400—420°C) se obțin următoarele proprietăți: σ_r = 104 kgf/mm²; δ = 3,5%; $\sigma_{0,01}$ = 80 kgf/mm²; E = 12 000 kgf/mm² și ρ = 0,095—0,109 μΩm.

În ceea ce privește alpacaua [12], [13] supusă tratamentului termomecanic, din punct de vedere al proprietăților me-

canice, cu excepția rezistenței la oboseală, ea poate înlocui cu succes bronzul cu beriliu. În schimb însă, prezintă rezistență la coroziune mai scăzută și deși aceasta poate fi întrucîtva îmbunătățită prin adaosuri de 1% Al, 1% Cr și 0,5% Si, totuși, din acest punct de vedere nu poate înlocui bronzul cu beriliu [14]. Pe de altă parte, datorită rezistenței sale electrice ridicate, utilizarea acestui aliaj ca înlocuitor al bronzului cu beriliu este exclusă cînd este vorba de arcuri care joacă rol și de conductori electrici.

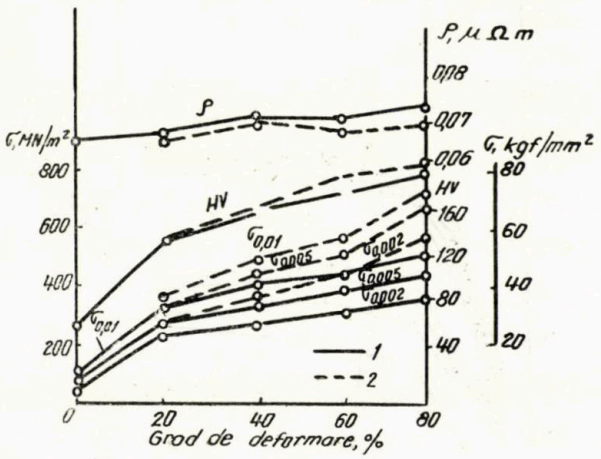


Fig. 7. Variația proprietăților alamei cu 70% Cu în funcție de gradul de deformare [9]:
1 – după deformarea plastică; *2* – după recoacere.

Tratamentul termomecanic se dovedește a fi eficient și în cazul aliajelor de cupru cu nichel și cu adaos de aluminiu [15] (7,54–14,7% Ni și 1,85–7,4% Al). În aliajele care conțin 1,85 și 2,4% Al și, respectiv, 9,32 și 14,7% Ni, descompunerea soluției solide este însoțită de precipitarea fazei θ (Ni_3Al), iar în aliajele cu 6,5 și 7,4% Al și, respectiv, 7,54 și 11,55% Ni, de precipitarea fazei β (NiAl). (Riguros vorbind aceste faze sînt de fapt soluții solide de cupru în Ni_3Al și, respectiv, NiAl.)

Influența deformării plastice aplicate după călire asupra modificării structurii și proprietăților în procesul de îmbătrînire, este mult mai puternică la aliajul cu conținut mai mare de aluminiu, în care faza precipitată este faza β. Descompunerea soluției solide în cazul acesta este mai completă și mai rapidă. Se pare că densitatea mare de imperfecțiuni de rețea cristalină create de deformarea plastică favorizează formarea particulelor de fază β cu rețea cristalină diferită de cea a soluției solide. În felul acesta, în procesul de îmbătrînire, etapa de formare a precipitărilor metastabile este înlăturată și apare de la început faza stabilă β. Deși în cazul aliajelor cu conținut mai mic de aluminiu în care precipită faza θ (cu rețea cristalină izomorfă cu rețeaua cristalină a soluției solide) nu se observă o creștere a vitezei de descompunere a soluției solide ca urmare a deformării plastice, totuși la ambele grupe de aliaje efectul tratamentului termomecanic este însemnat, atingîndu-se valori ale limitei de elasticitate de 75–85 kgf/mm² la o deformare plastică prealabilă de 25%.

Tratamentul termomecanic al soluțiilor solide de echilibru cu bază de cupru. Această grupă de aliaje (alame și bronzuri monofazice) plasate în domeniul de solubilitate a Zn, Sn, Al în Cu posedă o conductibilitate electrică ridicată, rezistență la coroziune și modul de elasticitate scăzute, ceea ce permite, chiar la deformații elastice mari, obținerea în asemenea materiale a unor tensiuni mici sau la sarcini mari a unor deformări elastice însemnate. Alamele și bronzurile întrunesc, de asemenea, și proprietăți tehnologice ridicate (prelucrabilitate prin deformare plastică, capacitate de lipire sau sudare etc.). Din această cauză cunosc o largă utilizare în construcția de arcuri conductoare.

Caracteristic pentru aceste aliaje este faptul că deformarea plastică la rece duce la durificare foarte intensă. Rezistența la deformații plastice mici la o ecruisare de 80% atinge valori de 300–400% [9] (fig. 7,8). S-a constatat că o recoacere joasă, sub temperatura de recristalizare a materialului deformat plastic la rece, permite mărirea în continuare a rezistenței.

În aceasta constă de fapt și tratamentul termomecanic aplicat soluțiilor solide de echilibru cu bază de cupru.

Durificarea puternică prin deformare plastică la rece este legată de creșterea importantă a densității de dislocații, de apariția defectelor de împachetare și de modificarea structurii atomice a aliajului [16], [17]. Durificarea în continuare, prin recoacere după deformarea plastică, trebuie pusă în legătură cu eliminarea tensiunilor locale, îndepărtarea defectelor punctiforme, deplasarea prin difuzie a atomilor și redistribuirea dislocațiilor [17].

Trebuie subliniat însă [18], [19] că asemenea aliaje posedă o energie a defectelor de împachetare foarte scăzută. Aceasta înseamnă că deformarea plastică este însoțită de apariția unui număr mare de defecte de împachetare și de formarea de atmosfere Suzuki, ceea ce, de asemenea, contribuie la durificare prin deformare plastică. Recoacerea aliajelor deformate plastic la rece atrage după sine formarea în continuare de atmosfere Suzuki, ceea ce implică un plus de durificare. Important, de asemenea, este și faptul că, într-o măsură mai mare sau mai mică, în aceste aliaje se produce fenomenul de precipitare, mai ales dacă acestea sînt deformate plastic. Deformarea plastică stimulează atît de puternic precipitarea celei de-a doua faze, încît separări de microparticule de altă fază, depistate cu ajutorul microscopului electronic, se întîlnesc în aliajele chiar și numai puternic deformate plastic [20]. Recoacerea ulterioară intensifică procesul de precipitare, ceea ce se traduce prin durificarea în continuare a materialului.

Din datele existente în literatura de specialitate [9] rezultă că, prin deformare plastică, durificarea cea mai puternică se constată la alierea cuprului cu staniu, iar în ordine descrescîndă, cu aluminiu și apoi cu zinc. Recoacerea la o temperatură mai mică decît temperatura de recristalizare (200–250°C) a alamei deformate plastic la rece mărește limita de elasticitate (fig. 7) cu atît mai mult, cu cît gradul de deformare este mai mare și cu cît crește conținutul de zinc. Dar starea structurală realizată după recoacere este instabilă din punct de vedere mecanic și o deformare plastică ulterioară chiar neînsemnată poate provoca modificarea structurii și astfel limita de elasticitate poate ajunge la valori mai mici chiar decît valorile realizate în urma deformării plastice anterioare. Înseamnă deci că aplicarea recoacerii după deformarea plastică la rece în cazul alamelor este justificată numai dacă în cursul funcționării nu intervin suprasarcini întîmplătoare care să ducă la înmuierea materialului [21].

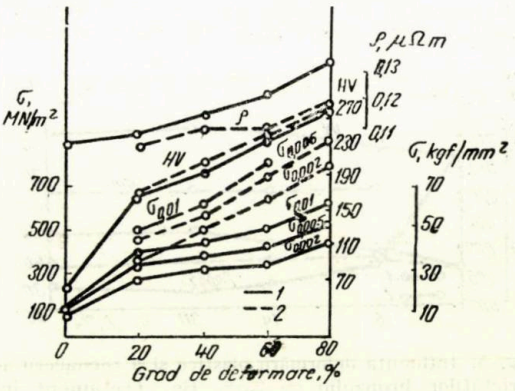


Fig. 8. Variația proprietăților bronzului cu 7% Al în funcție de gradul de deformare [9]:
1 – după deformare; *2* – după recoacere la 275 °C, 30 min.

La bronzurile cu Sn recoacerea aplicată după deformarea plastică modifică într-o măsură mai mică decît la alame valorile limitei de elasticitate. Adaosul de fosfor în bronzurile cu Sn mărește rezistența acestora la deformații plastice mici. Caracteristic pentru bronzurile cu Sn, spre deosebire de alame

şi de bronzurile cu aluminiu, este stabilitatea durificării realizate prin deformarea plastică şi recoacere.

Recoacerea bronzurilor cu aluminiu deformate plastic la rece, ca şi în cazul alamei, duce la creşterea limitei de elasticitate cu atît mai mult, cu cît gradul de deformare este mai mare şi cu cît este mai mare conţinutul de aluminiu (fig. 8). Cele mai mari valori ale limitei de elasticitate se realizează printr-o recoacere la 275°C, cu o durată de 30 min.

Aşa cum s-a mai arătat, efectul de durificare obţinut în urma tratamentului termomecanic este instabil, fiind uşor anulat de deformaţii plastice ulterioare, chiar şi neînsemnate sau sub influenţa unor temperaturi ceva mai ridicate. Din această cauză, un interes deosebit prezintă înlocuirea recoacerii obişnuite la temperaturi mai mici decît temperatura de recristalizare cu o recoacere sub sarcină, însoţită deci de o uşoară deformare plastică [18]. Rezultatele obţinute printr-un asemenea tratament se datorează se pare desfăşurării mai complete a procesului de durificare prin fenomene de difuzie, precum şi durificării prin cea de-a doua deformare plastică a acelor fragmente de material în care recoacerea (fără o nouă deformare plastică) produce o anumită înmuiere (datorită neuniformităţii deformării plastice la rece anterioare).

Un asemenea procedeu de recoacere după deformarea plastică implică obţinerea unor proprietăţi mecanice mai ridicate, iar valorile maxime ale acestor proprietăţi se realizează la temperaturi de recoacere mai mici decît în prima variantă de tratament. În plus, recoacerea sub sarcină a aliajelor deformate plastic la rece favorizează obţinerea unor structuri stabile şi deci utilizarea aliajelor tratate termomecanic după această schemă nu mai este limitată de eventuale suprasarcini şi se extinde pe un domeniu mai mare de temperaturi.

Datele prezentate în legătură cu realizările mai importante în domeniul tratamentelor termomecanice la aliajele de cupru, date care evident nu epuizează această problemă, demonstrează că şi în această direcţie posibilităţile pe care le oferă tratamentele termomecanice de a se obţine pentru materialele metalice performanţe sporite, găsesc nenumărate aplicaţii.

Diversitatea deosebită a aliajelor pe bază de cupru, multiplele domenii de utilizare a lor, precum şi necesităţile mereu sporite de materiale metalice cu ansamblu de proprietăţi optime, justifică necesitatea de a se căuta noi căi de aplicare a tratamentelor termomecanice şi la această importantă categorie de aliaje.

BIBLIOGRAFIE

[1] Geru N. *Proprietăţile metalelor şi metode fizice de control.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1967.

[2] Azaroff L. *Introduction to solids.* McGraw-Hill Book Company, New York, Toronto, Londra, 1960.

[3] * * * *Physical Metallurgy.* Edited by R. W. Cahn North-Holland Publishing Co., Amsterdam, 1965.

[4] Barett S. Ch. şi Massalski T. B. *Structure of metals.* McGraw-Hill Book Co. New York, St. Louis, San Francisco, Toronto, Londra, Sidney, 1966.

[5] * * * *Viscoprocinaia stali.* (Culegere), Moscova, Metallurghia, 1965.

[6] Bernştein M. L. *Termomechaniceskaia obrabotka metallov i splavov.* Vol. I. Moscova, Metallurghia, 1968.

[7] Mantea St. şi Dulămiţă T. *Teoria şi practica tratamentelor termice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[8] Kelly A. şi Nicholson R. B. *Dispersionnoe tverdenie.* Moscova, Metallurghia, 1966.

[9] Rahstadt A. G. *Prujinnie splavi.* Moscova, Metallurghia, 1965.

[10] Murakami J. Trans. Japan. Inst. Metals. Vol. I, nr. 1, 1960, p. 27.

[11] * * * *Issledovanie splavov ţvetnih metallov.* IV. (Culegere) Moscova, Izd. Akad. Nauk S.S.S.R., 1963, p. 224.

[12] Cook M. şi Alexander W. O. J. Inst. Metals, v. 72, nr. 4, 1964, p. 381.

[13] Dahl O. şi Dreyer K. L. Z. Mettallkunde, v. 45, nr. 6, 1954, p. 342.

[14] Bobilev A. V. Priborostroennoe, nr. 3, 1958, p. 22.

[15] Scacov I. A. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, nr. 5, 1957, p. 13.

[16] Rahştadt A. G. ş.a., Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, nr. 1, 1962, p. 45.

[17] Sebastion H. Z. Metallkunde, nr. 12, 1961, p. 825.

[18] * * * *Issledovania po visocoprocinim splavam i nitievidnim cristallam* (Culegere), Moscova, Izd. Acad. Nauk. S.S.S.R., 1963, p 154.

[19] Swann P. R. şi Nutting J. J. Inst. Metals, nr. 4, 90, 1961, p. 133.

[20] Maslenikov S. B., Skakov I. A. şi Umanski I. S. *Fizica metallov i metallovedenie*, 7, rr. 1, 1959.

[21] Hasiguti R. J. Japan Inst. Metals; 19, 1955, p. 103.

CRONICĂ

Sesiunea ştiinţifică jubiliară cu ocazia împlinirii a 20 de ani de la înfiinţarea Institutului de cercetări metalurgice din Budapesta R. P. Ungară

În perioada 10 — 13 iunie 1969 s-au desfăşurat lucrările sesiunii jubiliare de comunicări ştiinţifice a Institutului de cercetări metalurgice din Budapesta. La această manifestare ştiinţifică au participat specialişti şi oameni de ştiinţă din opt ţări : Austria, R.D. Germană, R. F. Iugoslavia, Italia, R.S. Cehoslovacă, R.P. Polonă, R. S. România şi U.R.S.S.

Sesiunea de comunicări ştiinţifice a fost deschisă printr-o şedinţă festivă, unde au fost prezentate, de către directorul institutului, academician prof. Vere Iosif, aspecte din activitatea institutului — în cei 20 de ani de existenţă — cît şi sarcini de viitor.

Institutul a fost înfiinţat în luna mai 1949, avînd ca sarcină efectuarea unor cercetări necesare dezvoltării în primul rînd a sectorului siderurgic şi a industriei construcţiilor de maşini.

În perioada 1949 — 1950, succesiv au început să funcţioneze următoarele sectoare de cercetare : turnătorie, sudură, tăierea metalelor, metalografie şi chimie. În prezent profilul de cercetare al institutului este următorul : pregătirea minereurilor de fier, producerea fontei şi a feroaliajelor, elaborarea oţelului, materiale speciale, deformarea plastică, turnarea fontei şi a oţelului, încercarea materialelor, metalurgie fizică — tratament termic şi chimie.

Schimbarea profilului institutului se poate vedea şi din compoziţia structurală a personalului de cercetare.

În perioada 1951 — 1952, din 20 de cadre de cercetare, numai patru au fost metalurgi, iar restul erau : 12 ingineri mecanici şi patru ingineri chimişti. În anul 1969, în institut lucrează 76 de cadre cu studii superioare, dintre care : 43 ingineri metalurgi, 21 ingineri mecanici şi 12 ingineri chimişti şi electronişti. Numărul total de angajaţi depăşeşte aproximativ de patru ori numărul cadrelor cu studii superioare. Numărul total de teme de cercetare din planul institutului în anii trecuţi a fost împărţit în felul următor : 60 — 65% din capacitatea de cercetare a fost ocupată cu rezolvarea temelor pe bază de contract cu ministerul tutelar, iar restul de 35 — 40% a fost ocupată cu probleme de cercetare tot pe bază de contract, dar cu uzine.

Începînd cu anul 1968, conţinutul planului tematic al institutului este legat mai mult de rezolvarea problemelor practice din uzinele metalurgice.

Bugetul lucrărilor de cercetare a crescut proporţional cu statutul de funcţiune al institutului, astfel că de la 5 — 7 mil. forinţi din primii ani, a ajuns la 28 mil., în anul 1967, şi la 33 mil., în anul 1968 ; cheltuielile pentru un cercetător au reprezentat la început 320 de mii, iar în anul 1968, 430 mii de forinţi.

Cheltuielile institutului în cei 20 de ani de existenţă reprezintă 233 mil. forinţi ; în acest timp institutul a predat economiei naţionale rezultatele a 786 lucrări de cercetare. Dintre acestea, 497, adică 63%, au fost finanţate de la buget sau din fondul centralizat, iar 289 au fost finanţate pe bază de contracte încheiate cu uzine şi unităţi economice.

În primii 5 — 6 ani de existenţă a institutului, în centrul atenţiei a stat folosirea raţională a rezervelor de minereu interne şi economia valutară din import, precum şi rezolvarea unor probleme legate de producerea elementelor de aliere deficitară. De asemenea, în primii ani de existenţă, în institut au fost începute experimentări pentru asimilarea unor oţeluri de construcţii sudabile, cu o limită de curgere mai mare de 24 kgf/mm². În anii 1957 — 1958 a fost începută elaborarea semiindustrială a oţelului MTA 50, slab aliat cu titan şi aluminiu. Printre rezultatele obţinute în perioada 1955 — 1960 trebuie amintite : asimilarea fabricaţiei aliajului permaloi pentru magneţi, stabilirea şi introducerea în producţie a tehnologiei de fabricare a magneţilor şi îmbunătăţirea procesului tehnologic de sudare a corpurilor vapoarelor.

În perioada 1966—1970 au fost continuate cîteva cercetări începute în anii precedenţi, ca : dezvoltarea şi perfecţionarea metodei de analiză termometrică, asimilarea oţelurilor sudabile cu limită de curgere 40 — 45 kgf/mm², perfecţionarea tehnologiei de turnare a diferitelor tipuri de oţeluri şi fonte, în vederea micşorării rebuturilor, precum şi îmbunătăţirea calităţii magneţilor asimilaţi la institut.

Legăturile de colaborare ale institutului cu institute similare din străinătate au început încă din anul 1955. În decursul a mai mult de zece ani, institutul a efectuat o serie de lucrări de cercetare în colaborare cu institutele similare din : R.S. Cehoslovacă, R.D. Germană şi R.P. Polonă. În prezent sînt create perspectivele de dezvoltare a acestei colaborări şi cu institutele similare din Austria, Jugoslavia, Bulgaria şi U.R.S.S.

Ca o sarcină principală a institutului rămîne introducerea şi adaptarea rezultatelor cercetărilor avînd în vedere condiţiile existente din uzinele metalurgice din R.P. Ungară. Este îndoielnic dacă în viitor acest institut va întreprinde cercetări în vederea stabilirii unor tehnologii şi metode originale de producere a fontei şi a oţelului ; aceasta nu înseamnă că institutul se va ocupa în exclusivitate cu lucrări de adaptare. O parte însemnată din lucrările de cercetare va fi canalizată pentru rezolvarea unor teme cu eficienţă economică maximă, care să aibă şi originalitatea lor proprie.

În cadrul celor două secţii de comunicări au fost prezentate 19 referate.

La secţia I :

— „Determinarea cantităţii optime de gaz metan insuflat în furnal, pe baza cineticii de reacţie" (Dr. ing. Laslo Vişnevsky) ;

— „Cercetarea procesului metalurgic în furnale mici lucrînd cu insuflare de oxigen" (Ianoş Ilieş) ;

— „Bazele teoretice ale producerii feroaliajelor exoterme" (Dr. ing. Döje Horvat) ;

— „Folosirea căptuşelii active la producerea oţelului în cuptoare cu inducţie" (Laslo Ilieş şi Iştvan Şarvari) ;

— „Introducerea procedeului de producere a oţelului prin retopire electrică sub zgură" (Endre Lendvai) ;

— „O tehnologie nouă de fabricare a feritelor" (Dr. ing. Balaş Patoki şi dr. ing. Derd Sakaci) ;

— „Ferite cu histerezis sub formă de pătrat şi magneţi permanenţi" (Dr. ing. Marta Gabor şi ing. Ilieş Kacio) ;

— „Stabilirea tehnologiilor de producere a unor materiale speciale, folosite la producerea filtrelor electromecanice" (Dr. ing. Derd Sakaci) ;

— „Cercetări în domeniul metalurgic privind calitatea fontei de turnătorie" (Dr. ing. Ferenţ Varga, dr. ing. Arpad Moci şi dr. ing. Elza Farago) ;

— „Cercetări în domeniul aliajelor de aluminiu şi sarcini de viitor în acest domeniu" (Dr. ing. Laioş Pilişi şi Bela Tarian).

La secţia a II-a :

— „Rezultate noi obţinute prin metoda de analiză termometrică şi folosirea acestei metode" (Dr. ing. Iştvan Laio) ;

— „Posibilitatea folosirii schimbului de ioni şi dizolvantului organic în analizele metalurgice" (Pal Repaş) ;

— „Analiza aliajelor şi materialelor cu ajutorul metodei spectroscopiei optice" (Endre Geguş) ;

— „Studierea procesului de fluaj în concordanţă cu proprietăţile fizice ale oţelului" (Dr. ing. Arpad Sombatfolvi) ;

— „Cercetarea proprietăţilor fizice şi a tratamentului termic al oţelului de patentare, sub formă de sîrmă" (Dr. ing. Antal Vişfaludi) ;

— „Metode de cercetare metalografice şi rolul lor în cercetarea metalurgiei fizice ungare" (Dr. ing. Erik Fuks) ;

— „Cercetarea proprietăţilor oţelurilor magnetice moi, fără siliciu" (Bela Agotai, dr. ing. Ianoş Popp şi dr. ing. Derd Sakaci) ;

— „Schimbarea proprietăţilor oţelurilor de construcţie sub influenţa proceselor termice de sudură" (Dr. ing. Ianoş Rittinger) ;

— „Cercetarea condiţiilor de sudură prin presare a oţelurilor austenitice cu conţinut de crom" (Dr. ing. Laslo Sunog).

După terminarea lucrărilor pe secţii, s-a vizitat institutul şi staţiile pilot aferente ; în acest mod a existat posibilitatea de a lua cunoştinţă cu baza materială a institutului, cu dotarea sa şi cu schema organizatorică prezentată anterior.

Dr. ing. O. Draschan

Cea de-a XX-a Sesiune minieră metalurgică de la Academia Minieră din Freiberg (R. D. G.) 1—5 iulie 1969

Între 1 şi 5 iulie 1969 a avut loc ,,Cea de-a XX-a Sesiune minieră metalurgică'' de la Academia Minieră din Freiberg (R.D.G.).

În cadrul lucrărilor acestei sesiuni, care s-au desfăşurat în paralel pe şase secţii, respectiv 18 grupe de lucru, au fost prezentate circa 200 de comunicări din domeniul geologiei, mineritului, metalurgiei, energeticii, construcţiilor de maşini, proceselor tehnologice şi al organizării ştiinţifice a producţiei.

Din mulţimea mare de referate prezentate trebuie menţionate următoarele :

— Ing. K. Siebold — ministru al materiilor prime din R.D.G. — în comunicarea intitulată ,,Problemele realizării sistemului economic al socialismului în economia de energie a R.D.G.'' a prezentat problemele economice ale asigurării cu energie electrică, gaze, căldură şi combustibil a industriei şi a populaţiei.

— Ing. K. Oppermann — locţiitor al ministrului pentru minerit, metalurgie şi potasiu — în referatul prezentat cu titlul : ,,Dezvoltarea metalurgiei în R.D.G. la o metalurgie specială'' a discutat pe larg problemele puse de transformarea siderurgiei din R.D.G. într-o metalurgie specială ,,Veredlungsmetallurgie'' pentru realizarea unor produse de nivel calitativ superior, caracterizate prin : *a)* îmbunătăţirea calităţii materiilor feroase prin : îmbunătăţirea caracteristicilor mecanice ; rezistenţă superioară la coroziune ; proprietăţi fizice şi chimice deosebite ; *b)* îmbunătăţirea calităţilor metalelor neferoase prin: îmbunătăţirea propietăţilor mecanice ; proprietăţi fizice şi chimice deosebite ; *c)* îmbunătăţirea calităţii metalelor prin procedee termice : prelucrări la rece, tratamente chimice, procedee termice şi mecanice ; *d)* îmbunătăţirea gradului de prelucrare a metalelor prin combinaţii cu diferite alte materiale şi tratamente superficiale ca : acoperiri şi placări metalice, acoperiri şi placări nemetalice ; *e)* îmbunătăţirea posibilităţilor de finisare a produselor metalice prin : confecţionări adecvate (de ex. metalurgia pulberilor), metode moderne de formare (de ex. prin extruziune), prelucrări mecanice ale produselor forjate şi turnate.

În cadrul acestei comunicări s-a accentuat în mod deosebit obiectivul propus, de a transforma metalurgia R.D.G. într-o metalurgie specială care, folosind produse intermediare şi materii prime din ţară şi import (mai ales din ţările C.A.E.R.) să obţină produse de calitate superioară, corespunzătoare cerinţelor în continuă evoluţie ale consumatorilor.

În comunicarea : ,,Creşterea importanţei coroziunii şi a protecţiei împotriva coroziunii şi rolul siderurgiei în rezolvarea acestei probleme economice în R.D.G.'' — ing. A. Bittermann — de la Institutul central de metalurgie din Berlin — expunînd cauzele şi efectele coroziunii, a prezentat motivele care au dus în ultimele decenii la intensificarea preocupărilor privind această problemă în statele industriale din lume.

Conferenţiarul a prezentat critic, din punct de vedere al eficienţei şi al economiei, măsurile de protecţie anticorosivă ,,pasive'' şi a arătat importanţa din ce în ce mai mare a protecţiei anticorosive ,,active'' prin realizarea unor oţeluri rezistente la diverse acţiuni corosive.

Dintre celelalte lucrări de specialitate prezentate pe secţii trebuie menţionate cele susţinute în cadrul secţiei de procese tehnologice şi tehnica silicaţilor, în care s-au discutat probleme legate de construcţii de coloane de distilare şi spălare, probleme legate de uscarea materialelor de granulaţie mică, schimbul de căldură în fluidizare, metode şi instalaţii noi de măcinare etc.

Cele mai importante lucrări prezentate la această sesiune au fost cele privind organizarea ştiinţifică a producţiei şi cele discutînd problemele legate de aplicarea rezultatelor cercetării ştiinţifice în producţie.

Dintre comunicările prezentate la această secţie se menţionează :

— Dr. Haisler H. ş.a. (Hittstedt) : ,,Modelarea activităţii de conducere'' ;

— Dr. Slabry D. (Freiberg) : ,,Eficienţa muncii sociale—criteriul economic sintetic al eficienţei investiţiilor'' ;

— Dr. Prost H.G. : ,,Problema modelării procesului de reproducţie lărgită socialistă intensivă'' ;

— Dr. Bachmann H. (Freiberg): ,,Cu privire la problematica riscului şi nesiguranţei în probleme de decizie''.

În afară de alte lucrări de aceeaşi tematică, mai trebuie menţionate următoarele comunicări:

— Prof. dr. ing. Neuman A. (Freiberg) : ,,Folosirea forţei de producţie ; ştiinţa, în procesul de reproducţie uzinal''.

— Prof. dr. ing. Lindenlaub W. (Freiberg) : ,,Cercetarea aplicativă ca instrument al planificării şi conducerii proceselor industriale''.

— Dr. Halin E. (Freiberg) : ''Contribuţia organizării ştiinţifice pentru mărirea eficienţei cercetării şi dezvoltării''.

Un accent deosebit a fost pus pe problemele de metalurgie, o secţiune specială preocupîndu-se de : ,,Noi cunoştinţe privind formarea şi înnobilarea materialelor metalice'' (cu 29 de comunicări) şi o altă secţiune prezentînd comunicări privind problemele de turnătorie (10 comunicări).

Dintre lucrările prezentate în aceste două secţiuni trebuie menţionate :

— ,,Creşterea rezistenţei unor benzi metalice cu conţinut redus de carbon, prin tratament termic'' (K. Günther ş.a. — Unterwellenborn, R.D.G.) ; ,,Difuziunea şi rezistenţa la temperaturi înalte a aliajelor'' (D.A. Prodoshin ş.a. — Moscova, U.R.S.S.) ; ,,Influenţa prelucrării termomecanice asupra modificărilor structurale ale martensitei'' (M.K. Mazanek — Ostrava, R.S.C.) etc.

În afară de o serie întreagă de alte lucrări privind modificările de structură şi de proprietăţi ale feroaliajelor şi aliajelor neferoase, un număr important de lucrări s-a preocupat de problemele puse la uzinarea şi deformarea plastică a diferitelor metale.

Dintre comunicările cu deosebit ecou în rîndul specialiştilor prezenţi se menţionează : ,,Influenţa răcirii secundare asupra structurii de turnare şi asupra proprietăţilor oţelurilor retopite'' (H. J. Eckstein ş.a. — Freiberg, R.D.G.), ,,Fenomene de suprafeţe limită între metal şi zgură la topirea oţelului în cuptoarele electrice'' (I. Tripşa — Bucureşti, R.S.R.) etc.

În cadrul secţiei de turnătorie, dintre lucrările prezentate pot fi amintite : ,,Folosirea optimizării liniare în turnătorie'' (S. Kunze — Leipzig, R.D.G.), ,,Bazele teoretice ale răcirii cubilourilor prin evaporare'' (R. Chudzikiewicz ş.a. — Szecsecin, R.P.P.) ; ,,Cercetări privind îmbunătăţirea calităţii bronzurilor cu plumb şi staniu mai ales în ceea ce priveşte o repartiţie fină şi uniformă a plumbului'' (P. Tittel ş.a. — Freiberg, R.D.G.) etc.

Trebuie arătat faptul că întreaga sesiune a avut loc în timpul unor mari reforme în învăţămîntul superior şi în cercetarea din R.D.G., reformă în cadrul căreia, la Academia Minieră Metalurgică din Freiberg s-au desfiinţat vechile institute existente şi s-a organizat întregul sistem de învăţămînt şi cercetare pe şase secţiuni (ştiinţe geologice, tehnică geologică şi minerit, maşini şi tehnică energetică, procese şi tehnica silicaţilor, metalurgia şi tehnica utilizării metalelor, organizarea întreprinderilor şi conducerea economică). O dată cu această reformă şi cu restructurarea generală a obiectivelor metalurgiei şi siderurgiei din R.D.G. s-a renunţat chiar la o serie întreagă de specialităţi, care au făcut renumele institutelor din Freiberg, punîndu-se accentul mai ales pe o pregătire multilaterală.

Ing. I. Barbu

RECENZII

Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. AMESTECURI DE FORMARE FLUIDE PENTRU TURNĂTORII. Bucureşti, Editura tehnică, 1969, 114 fig., 176 pag.

Lucrarea „Amestecuri de formare fluide pentru turnătorii", elaborată de un colectiv de specialişti în turnătorie, cu o bogată experienţă de cercetare şi didactică, sintetizează eforturile ce se depun în ţara noastră pentru aplicarea tehnicii noi, cu scopul creşterii productivităţii muncii şi îmbunătăţirii calităţii pieselor turnate.

După îndelungi cercetări de laborator şi staţii pilot consultînd şi literatura de specialitate, s-a reuşit introducerea pe scară industrială a amestecurilor fluide autoîntăritoare pentru o serie de piese din fontă şi oţel.

Cele cinci capitole ale lucrării reprezintă rezultatele cercetătorilor de laborator şi semiindustriale ale autorilor pe bază de materii prime indigene, cu scopul aplicării procedeului, stabilind noi reţete de amestecuri fluide autoîntăritoare care să permită lărgirea bazei materiale.

Prezentate pentru prima dată pe plan mondial, într-o monografie, amestecurile fluide autoîntăritoare creează următoarele avantaje :

— elimină total operaţia de îndesare la exeeutarea miezurilor şi formelor, scurtînd ciclul de formare ;

— se poate mecaniza şi automatiza întreg procesul de formare, ducînd la creşterea productivităţii de trei ori pe unitatea de suprafaţă de formare ;

— se diminuează procesul de uscare ;

— se îmbunătăţeşte calitatea produselor, la un preţ de cost mai scăzut ;

— se îmbunătăţeşte radical climatul din atelierele de formare.

Lucrarea prezintă unele date şi indicaţii în legătură cu proprietăţile şi caracteristicile acestor amestecuri netratate în literatura de specialitate.

Capitolul I descrie bazele teoretice ale fluidificării, curgerii şi autoîntăririi amestecului de formare, creînd posibilitatea specialiştilor din turnătorie de a înţelege fenomenele ce au loc la realizarea amestecurilor de formare fluide autoîntăritoare.

Tratarea pe larg a mecanismului fluidificării şi curgerii, legat de factorii care le influenţează, deschide calea cercetătorilor şi specialiştilor din industrie, spre alte substanţe superficial active şi lianţi, cu scopul creşterii eficienţei economice a procedeului şi a utilizării materiilor prime disponibile din ţara noastră.

Autoîntărirea, puţin tratată în literatura de specialitate şi foarte explicit expusă în cîteva pagini ale acestui capitol, are o mare aplicabilitate practică, în vederea îmbunătăţirii proprietăţilor de rezistenţă în timpul întăririi, prin dozarea componenţilor reţetelor.

Metodele de determinare a calităţii materiei prime şi a proprietăţilor acestor amestecuri sînt tratate în capitolul II, indicîndu-se şi aparatura specifică pentru determinarea rezistenţei, vitezei de autoîntărire, fluiditate şi gradul de dezbatere.

Tehnologia de preparare a amestecurilor de formare fluide, autoîntăritoare, tratată în capitolul III, indică specialiştilor folosirea diferitelor reţete, proprietăţi tehnologice, termofizice şi capacitatea de dezbatere a acestora. Determinarea proprietăţilor termofizice ale acestor amestecuri de formare, proprietăţi ce influenţează direct condiţiile de răcire şi suprafaţa piesei turnate, dă posibilitatea de a se alege tehnologia corespunzătoare pentru îmbunătăţirea calităţii pieselor ce se toarnă.

Capitolul IV prezintă instalaţiile de preparare a amestecurilor fluide, modul de obţinere a formelor şi miezurilor cu unele consideraţii tehnico-economice, indică specialiştilor şi proiectanţilor datele necesare aplicării rentabile a procedeului în ţara noastră.

Noile tipuri de amestecuri de formare cu autoîntărire şi îndesare, descrise în ultimul capitol, indică posibilitatea obţinerii formelor şi miezurilor prin autoîntărire din materiale indigene, ieftine, fără utilizarea CO_2, a pulberii de ferosiliciu sau a unor lianţi scumpi şi deficitari în ţara noastră.

Lucrarea este tratată la un înalt nivel ştiinţific, într-un stil clar şi concis, fiind foarte utilă cercetătorilor, inginerilor, proiectanţilor şi tehnicienilor de specialitate, care doresc să aplice acest procedeu modern cu o răspîndire tot mai largă în turnătoriile din U.R.S.S., Anglia, Japonia şi în ţara noastră.

Ing. Fr. Schönberger

M. Michalowski şi R. Wessely. ATLAS PIECOW MARTENOWAKICH (ATLASUL CUPTORULUI MARTIN). Katowice, Editura Slask, 1968, 101 fig., în 5 culori.

Este tot mai pregnantă preocuparea actuală de a pune la îndemîna specialiştilor dintr-un anumit domeniu un volum informaţional cît mai mare, într-un spaţiu cît mai restrîns. În acest mod se poate explica prezenţa tot mai numeroasă a îndrumătoarelor şi cataloagelor, a atlaselor.

Atlasul de faţă reţine atenţia prin felul în care este conceput ; beneficiind de condiţii grafice deosebite, pe lîngă marea calitate legată de prezentarea în culori a diferitelor părţi ale cuptorului sau ale secţiei de oţelărie cu asemenea cuptoare, se distinge prin numeroase date constructive sistematizate în diagrame.

Cu ajutorul acestor diagrame se pot alege diferiţi indici privind producţiile şi producţiile specifice ale cuptoarelor Martin, consumurile de căldură pentru diferite agregate, elementele constructive. Sînt daţi indicatorii tehnico-economici ai cuptoarelor metalurgice obişnuite şi pierderile de căldură şi de presiune pe traseul gazelor arse.

În peste 80 de desene color se prezintă în vedere şi în secţiune diferitele părţi ale cuptorului Martin. Astfel, se dau modurile de asamblare a stîlpilor, prinderea cărămizilor suspendate ale bolţii cuptorului, construcţia bolţilor la camerele de zgură, a capetelor de ardere, zidirea camerelor regeneratoare, zidirea vetrei. În multe scheme, alături de diagramele dimensiunilor principale, se dau secţiuni prin capetele de ardere ale cuptoarelor Martin care funcţionează cu păcură sau cu gaze. După acelaşi model este abordată şi construcţia camerelor de zgură şi cea a camerelor regeneratoare, construcţia aparatelor de inversare, a şuberelor.

Circuitul aerului cald şi cel al gazelor arse prezintă scheme centralizate, indicîndu-se tipurile de aparate de inversare şi randamentele termice. În încheiere se dau scheme privind recuperarea superioară a căldurii gazelor arse şi sistemele de răcire cu apă ale subansamblurilor care necesită acest lucru.

Cu aceeaşi ocazie se dau şi schemele uşilor de încărcare şi ale plăcilor de răcire ale arzătoarelor, indicîndu-se circuitele de răcire. Se prezintă scheme ale injectoarelor şi arzătoarelor care se folosesc în oţelăriile Martin, precum şi modul de introducere a oxigenului în vederea intensificării proceselor. Atlasul este încheiat cu o schemă de plasare a aparatelor de măsură şi control, de reglare a diferiţilor parametri.

Ideea specialiştilor polonezi merită un studiu mai aprofundat, fiind de un real folos chiar şi în acţiunile de cunoaştere mai aprofundată a agregatelor din metalurgie. Poate fi utilă şi acelora care se preocupă de ridicarea calificării cadrelor de muncitori din industrie. În acelaşi timp o recomandăm pentru studiu în vederea asigurării unor asemenea lucrări şi în limba română.

Ing. C. Rădulescu

A. I. Veinik. TERMODINAMIKA LITEINOI FORMÎ (Termodinamica formei de turnare). Moscova, Editura Maşinostroenie, 1968, 335 pag., 187 fig., 22 tabele, 2 anexe, 243 surse bibliografice.

Noua lucrare a prof. Veinik reprezintă o continuare a eforturilor încununate de succes ale acestuia de a elabora şi dezvolta o teorie a proceselor de turnare, care să clarifice mecanismul fizic al formării (realizării) proprietăţilor pieselor turnate. Acest mecanism este deosebit de complex deoarece cuprinde un număr foarte mare de fenomene (termice, chimice, fizice, de difuzie, hidrodinamice, mecanice etc.)

În precedentele monografii, primele de acest gen în literatura mondială, prof.

Veinik a tratat multilateral procesul de răcire a pieselor în forme („Bazele termice ale teoriei turnării", Maşghiz, 1953), metodele de calcul termic al procesului de solidificare („Teoria metodelor speciale de turnare", Maşghiz, 1958), legile solidificării aliajelor („Teoria solidificării piesei turnate", Maşghiz, 1960), schimbul de căldură dintre lingou şi longotieră (lucrarea cu acelaşi nume, Maşghiz, 1959) şi influenţa regimului termic de turnare asupra condiţiilor de solidificare şi formare a retasurii („Calculul piesei turnate", Maşinostroenie, 1964).

În toate lucrările publicate, autorul scoate în evidenţă faptul că teoria proceselor de turnare este înainte de toate teoria procesului de solidificare a aliajului în formă şi din acest motiv termodinamica reprezintă veriga centrală a întregii teorii, care reuneşte într-un tot unic toate celelalte aspecte ale proceselor.

În lucrarea recenzată, autorul analizează, cu ajutorul termodinamicii proceselor reale, fenomenele care au loc în formele de nisip şi metalice, la turnarea aliajelor şi anume, transferul căldurii şi al umidităţii. În funcţie de acesta se cercetează proprietăţile de exploatare ale formelor metalice, ţinîndu-se seama de procesul de apariţie a tensiunilor şi a deformării.

Cartea este împărţită în şapte capitole după cum urmează: Cap. I — „Principiile termodinamice ale proceselor ireversibile (reale)"; Cap. II — „Transmiterea căldurii în formele de nisip"; Cap. III — „Uscarea miezurilor cu ajutorul curenţilor de înaltă frecvenţă"; Cap. IV — „Alierea superficială a pieselor prin turnare"; Cap. V — „Proprietăţile formelor metalice"; Cap. VI — „Instalaţie cu cochile pentru turnarea batiurilor de maşini-unelte"; Cap. VII — „Influenţa presiunii asupra proprietăţilor formei".

În capitolele I şi II, autorul prezintă o serie de idei de o reală valoare ştiinţifică, care merită o analiză separată.

Vom menţiona numai bogăţia de date teoretice şi experimentale cuprinse în celelalte capitole, care interesează îndeaproape pe turnători.

Astfel, capitolul V, care se referă la proprietăţile formelor metalice (cochile şi lingotiere) cuprinde date deosebit de interesante în ceea ce priveşte fabricarea cochilelor de aluminiu cu suprafaţa de lucru oxidată, a cochilelor cu pereţi subţiri şi cu pereţi dubli, a lingotierelor cu pereţi subţiri şi cu căptuşeală din beton. Numeroase date experimentale şi exemplele practice scot în evidenţă perspectivele utilizării tipurilor noi de forme metalice.

Ca exemplu, în acest sens, se pot da lingotierele cu pereţi subţiri, care au grosimea de 10 — 20 ori mai mică în comparaţie cu lingotierele clasice. Turnarea oţelului în aceste lingotiere asigură obţinerea unor lingouri cu structură mai fină şi mai uniformă pe secţiune şi cu tendinţă mai mică de formare a tensiunilor termice, ceea ce este deosebit de important în cazul oţelurilor aliate.

De asemenea, prezintă interes exemplele de realizare a lingourilor cu căptuşeală din beton refractar, în care caz lingotiera propriu-zisă reprezintă o ţeavă cu peretele de lemn. Turnarea oţelului în lingotiere din beton determină o solidificare pronunţat dirijată a acestuia şi formarea unei retasuri concentrate în lingou.

În celelalte capitole din lucrare se prezintă date noi privind turnarea batiurilor pentru maşini-unelte în cochile, în care caz se obţine o structură uniformă; proprietăţile cochilelor utilizate la turnarea aliajelor sub presiune; uscarea miezurilor cu ajutorul curenţilor de înaltă frecvenţă şi altele.

De remarcat că de fiecare dată se prezintă baza teoretică a proceselor descrise şi apoi exemplele practice de aplicare.

Se poate considera că lucrarea recenzată este prima de acest gen în literatura de specialitate. prin bogăţia de idei şi de date ea contribuind la înarmarea specialiştilor turnători cu cunoştinţe noi în ceea ce priveşte teoria proceselor de turnare.

Lucrarea interesează deopotrivă atît pe inginerii din exploatare, cît şi pe cercetători şi proiectanţi.

Ing. L. Sofroni

L. Levandowski şi Zd. Wertz. BADANIE MATERIALOW FORMIERSKICH (Încercarea materialelor de formare). Varşovia, Editura tehnico-ştiinţifică (N T), 1967, 284 pag., 150 fig., 26 tabele, 254 surse bibliografice.

Cartea prezintă principalele metode de determinare a proprietăţilor fizice, chimice şi tehnologice ale materialelor de formare: nisipuri, argile, amestecuri, lianţi, vopsele, pudre, precum şi ale formelor şi miezurilor utilizate în turnării.

Ea este adresată în principal studenţilor de la specialitatea turnătorie, însă poate fi cu succes utilizată de inginerii şi tehnicienii care lucrează în uzine şi în institutele de cercetare, în domeniul turnării metalelor.

Conţinutul lucrării este repartizat în zece capitole: „Încercarea nisipurilor de formare" (cap. 1); „Încercarea argilelor de formare" (cap. 2); „Încercarea amestecurilor de formare" (cap. 3); „Încercările amestecurilor la temperaturi ridicate" (cap. 4); „Încercarea formelor şi miezurilor după executarea lor" (cap. 5); „Încercarea lianţilor" (cap. 6); „Determinarea proprietăţilor ale principalelor amestecuri de miezuri" (cap. 7); „Încercarea amestecurilor folosite" (cap. 8); „Încercarea amestecurilor speciale" (cap. 9) şi „Încercarea vopselelor şi pudrelor" (cap. 10).

Modul de prezentare a datelor este cel didactic. De fiecare dată se expune caracteristica şi clasificarea materialului de formare, modul de luare a probelor şi de executare a încercărilor proprietăţilor fizico-chimice şi tehnologice, inclusiv aparatura, şi apoi se menţionează utilitatea practică a rezultatelor obţinute pe baza determinărilor. Acolo unde este cazul se prezintă şi exemple concrete de calcul.

În comparaţie cu alte cărţi cunoscute cititorilor noştri, care au tratat acelaşi subiect (de exemplu Tumanskii A. L., „Nisipuri pentru formare", Maşghiz, 1956 şi Valisovskii I. V., „Încercările tehnologice ale materialelor de formare", Maşghiz, 1963 — tradusă şi de Editura tehnică), lucrarea lui L. Lewandowski şi Zd. Wertz, profesori la Academia de Mine şi Metalurgie din Cracovia, se deosebeşte prin faptul că ea prezintă mai succint mai multe metode de încercare a amestecurilor de formare.

În schimb, faţă de lucrările amintite, cartea recenzată nu cuprinde încercările care se fac pentru determinarea tendinţei de formare a aderenţelor, a deformărilor şi a tensiunilor la turnarea aliajelor în forme, precum şi pentru măsurarea compresibilităţii şi a capacităţii de dezbatere.

Cu alte cuvinte, nu sînt analizate acele proprietăţi care caracterizează comportarea materialelor de formare atunci cînd vin în contact cu aliajul lichid. De asemenea, în lucrare nu sînt cuprinse cele mai noi metode de încercare a amestecurilor fluide cu autoîntărire, a amestecurilor pentru maşini de împuşcat etc.

De menţionat că, în lucrarea recenzată este prezentată foarte bine aparatura şi modul de folosire a acesteia, de asemenea, interpretarea rezultatelor obţinute în funcţie de influenţa specifică a diferiţilor factori tehnologici. Unele capitole (de exemplu cele care se referă la determinarea proprietăţilor argilelor şi ale lianţilor, precum şi a proprietăţilor la temperaturi ridicate) sînt prezentate şi analizate mult mai bine şi mai complet, în comparaţie cu lucrările apărute pînă în prezent.

Bogată în date, scrisă la un nivel ingineresc superior, bine sistematizată şi deosebit de concisă, lucrarea este de o reală utilitate inginerilor care se ocupă cu studiul şi îmbunătăţirea proprietăţilor amestecurilor de formare. Ea poate fi utilizată, de asemenea, de studenţii de la specialitatea de turnătorie, pentru adîncirea cunoştinţelor necesare elaborării proiectului de diplomă.

Conf. dr. ing. L. Sofroni

Şub I. E. şi Sorokin P. V. Tocinoe litie po vîplavliaemîm modeliam (TURNAREA DE PRECIZIE A PIESELOR CU MODELE UŞOR FUZIBILE). Ediţia a doua, completată şi îmbunătăţită. Leningrad, Editura Maşinostroenie, 1968, 236 pag., 112 fig.

Lucrarea recenzată reprezintă cea mai completă monografie de nivel elementar din domeniul turnării pieselor cu modele uşor fuzibile, putînd contribui la ridicarea calificării turnătorilor din acest domeniu. Cuprinsul acestei lucrări este structurat după etapele tehnologice ale procesului de turnare. Capitolele sînt următoarele:

„Introducere"; „Matriţe pentru confecţionarea modelelor din modele uşor fuzibile"; „Confecţionarea modelelor"; „Confecţionarea formelor"; „Topirea me-

talelor şi aliajelor, turnarea formelor"; „Răcirea, dezbaterea, curăţarea şi tratamentul termic al pieselor turnate"; „Calitatea pieselor turnate cu modele uşor fuzibile"; „Aspecte tehnico-economice".

În capitolul introductiv sînt cuprinse unele probleme legate de istoria turnării pieselor cu modele uşor fuzibile şi perspectivele fabricării unor asemenea piese în U.R.S.S. şi în lume.

Matriţele pentru confecţionarea modelelor au fost descrise din multe puncte de vedere. La început s-au cuprins principalele roluri ale matriţelor şi clasificarea lor. Matriţele sînt clasificate după numărul suprafeţelor de separaţie, după materialul şi procedeul de executare, după metoda de umplere cu material uşor fuzibil. Sînt interesante mai ales tipurile cu care sînt exemplificate. Un spaţiu adecvat, mult mai amplu decît în alte lucrări, este rezervat modului de executare a matriţelor (din aliaje cu punct scăzut de topire) din materiale plastice, din oţel, din ciment, din lemn.

Şi capitolul privind confecţionarea modelelor începe cu o privire generală asupra clasificării modelelor uşor fuzibile şi a compoziţiei materialelor respective. Se prezintă apoi procedeele de obţinere a materialelor uşor fuzibile, aparatele de topire şi omogenizare. Se prezintă amănunţit diferitele procedee de introducere a masei uşor fuzibile. Este de regretat că se acordă cea mai mare importanţă prezentării procedeelor manuale, procedeele mecanizate sau semimecanizate fiind abordate extrem de restrîns. Se dau şi principalele recomandări tehnologice de care va trebui să se ţină seamă la repararea şi asamblarea modelelor uşor fuzibile, centrarea şi verificarea ciorchinelor. Foarte corect tratate sînt dispozitivele care pot fi folosite la asamblarea în ciorchine, modul lor de realizare.

În privinţa executării formelor executate după asemenea modele, se remarcă grija autorilor de a face o clasificare a acestora şi mai ales a materialelor din care se execută (nisip, după granulaţie şi compoziţie, etil-silicat, silicat de sodiu etc.). Nu înţelegem amploarea care s-a acordat modului de separare, sfărîmare, sortare a principalelor materiale, ţinînd seamă mai ales de locul unor asemenea secţii de turnătorie în contextul general al unei uzine constructoare de maşini. Autorii au considerat necesar să trateze amplu şi problema pregătirii etil-silicatului, pornindu-se de la elementele sale iniţiale ($SiCl_4$ şi C_2H_5OH). În privinţa sticlei solubile recomandările care se fac ţin numai de etapele pregătirii acestui component în turnătoria cu modele uşor fuzibile. Sînt cuprinse detaliat aparatele necesare presării nisipului, aplicării emulsiei, fixării crustei. Separat sînt tratate procedeele de topire a modelului pe cale uscată şi pe cale umedă. Consideraţiile privind formele executate cu modele uşor fuzibile se încheie cu particularităţile executării operaţiei de împachetare a formelor, calcinării lor. Se atrage atenţia în mod deosebit asupra acelor momente de care depinde însăşi calitatea pieselor turnate.

Cu privire la topirea metalelor şi aliajelor, turnarea propriu-zisă a formelor, s-ar putea spune mai multe, începînd mai ales cu unghiul din care a fost privită această etapă importantă a procesului. În loc să se dea particularităţile elaborării şi turnării aliajelor după acest procedeu de formare, se descriu cuptoarele electrice, modul de încălzire electrică etc.

Şarja este tratată mai ales din punctul de vedere al calculelor şi mai puţin al prescripţiilor de alcătuire şi sortare. Recomandările tehnologice privind dezbaterea, curăţarea, sînt mai bine redactate, ele depăşind nivelul generalităţilor care se pot obţine din orice manual general de turnătorie. Recomandările cuprinse în acest capitol sînt mult mai apropiate de nevoile celui care este chemat să rezolve probleme reale în practica industrială.

Ing. C. Rădulescu

N. I. Averbuch. Tipovaia i gripovaia tehnologhia stalinogo litia (TEHNOLOGIA DE TIP ŞI DE GRUP A TURNĂTORIEI DE OŢEL) Moscova, Editura Maşinostroenie, 1968, 104 pag., 41 fig. anexe.

În concisa monografie a specialistului sovietic sînt cuprinse noţiuni privind turnarea pieselor din oţel, şi anume a pieselor de dimensiuni mari, în condiţiile unei producţii unicate şi de serie mică. Aspectul nou al lucrării este, aşa cum se precizează chiar în titlu, modul cum sînt abordate problemele tehnologice ale proiectării utilajelor de turnare. Se începe cu poziţia tipizării elementelor tehnologice de realizare a producţiei de piese turnate, se dau metodele de clasificare a pieselor şi se indică posibilităţile de organizare a producţiei de grup a ansamblurilor grele turnate din oţel. Un spaţiu mare este acordat organizării secţiilor productive şi eficienţei economice a procedeului. Autorul are la bază propria-i experienţă căpătată în turnătoria Uzinei din Novokramatorsk. Prin felul cum este scrisă, lucrarea este utilă unui cerc larg de cititori ai publicaţiilor de turnătorie deoarece, abordînd probleme noi tehnologice, este accesibilă şi maiştrilor şi şefilor de echipă cu o pregătire profesională mai bună.

Se insistă asupra bazelor tipizării producţiei de piese turnate din oţel, precizîndu-se avantajele economice ale procedeului. Separat sînt prezentate metodele clasificării pieselor turnate din oţel din punctul de vedere al tipizării şi etapele de extindere a procedeului în producţie. În acest sens autorul dă soluţii concrete pentru tipizarea elementelor procesului tehnologic şi prezintă grafic căile cu care se poate realiza unificarea reţelelor de turnare. Similar este descrisă şi problema maselotelor pieselor turnate.

Un capitol separat este rezervat trecerii la tehnologia tipizată în condiţiile formării mecanizate a pieselor mari din oţel. Amănunţit este dat procedeul executării unor lingotiere mari, forma fiind realizată din elemente tipizate simple şi mai apoi asamblate. În continuare se dau şi alte piese rezultate prin acelaşi procedeu, exemplificările cuprinzînd toate clasele constructive,

Prezenta monografie se încheie prin cîteva exemple de piese mari din oţel care se pot realiza prin metoda de tipizare care conţine şi sudarea.

Ing. C. Rădulescu

E3280

Index alfabetic de rubrici şi autori

METALURGIA — 1969

Studii şi cercetări

Alexandru C.: Solidificarea şi repartizarea elementelor în oţelul necalmat turnat în lingotiere tip butelie, nr. 1,p. 13—16.

Aloman A.: Transformarea izotermă a austenitei într-un oţel Cr-Ni de cementare, nr. 4, p. 229—233.

Aloman A.: Proprietăţile termoelectrice ale materialelor din sistemul $Ln_2 Te_3 - Ln_3 Te_4 - Ln_2 Pb Te_4$ (Ln = = La,Ce) la temperaturi ridicate, nr. 6—7, p. 363—367.

Baicu Ştefania: Consideraţii privind deformaţiile la tratamentul termic al oţelurilor de cementare pentru roţi dinţate, nr. 10, p. 505—512.

Balaban Lidia şi *Patriciu Maria*: Aspecte ale coroziunii oţelurilor inoxidabile feritice cu 16—18% Cr, nr. 1, p.30—34.

Barbu I. şi *Enescu Ileana*: Încercări preliminare pentru determinarea greutăţii volumetrice maxime a şarjei pentru fabricarea produselor cărbunoase, nr. 3, p. 141—145.

Beşliu Laura şi *Forizs Şt.*: Cercetări privind îmbunătăţirea smoalei pentru electrozi, nr. 6—7, p. 333—339.

Cosneanu C., Cohn E., Sofroni L. şi *Petrescu V.*: Despre mecanismul de fluidificare al amestecurilor de formare pe bază de silicat de sodiu, nr. 6—7, p. 372—376.

Cosneanu C., Sofroni L., Cohn E., Landes V., Catană V., Necula I., Schönberger F., Frenţoni D. şi *Iacob M.*: Instalaţii pentru prepararea amestecurilor de formare fluide şi utilizarea acestora la fabricarea lingotierelor, nr. 9, p. 447—450.

Cosneanu C., Cohn E. şi *Catană L.*: Proprietăţile termofizice ale amestecurilor de formare fluide, nr. 11, p. 572—576.

Cruceru C.: Influenţa solicitărilor la îndoire şi tensionare în procesul de prelucrare a cuprului electrotehnic pentru cabluri şi conducte electrice, nr. 4, p. 234—237.

Cuida O. şi *Giotta Celesta*: Cercetări privind decaparea oţelurilor inoxidabile în soluţii acide, nr. 4, p. 217—224.

Cuida O. şi *Giotta Celesta*: Cercetări privind decaparea oţelurilor inoxidabile în băi de săruri topite, nr. 11, p. 557—562.

Dijmărescu A. şi *Scutu V.*: Contribuţii la studiul microstructurii aglomeratului autofondant produs la Combinatul siderurgic — Reşiţa, nr. 2, p. 77—81.

Dijmărescu A. şi *Sfercocea P.*: Economia de cocs la furnalele Combinatului siderurgic din Reşiţa, nr. 9, p. 429—434.

Dimboiu E. şi *Florea R.*: Determinarea modulului de elasticitate transversal la fontele cenuşii, nr. 3, p. 162—164.

Drăgan I.: Influenţa dimensiunilor epruvetei asupra măsurării deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii, nr. 1, p. 17—21.

Drăgan N., Morţun A., Iacob Minodora şi *Alexandrescu S.*: Influenţa borului asupra unor transformări de faze ale oţelului carbon şi oţelurilor carbon cu adaosuri mici de crom, nichel şi molibden, nr. 2, p. 90—97.

Drăgan N., Costescu M., Morţun A. şi *Iacob Minodora*: Oţeluri sudabile pentru construcţii metalice aliate cu azot, vanadiu şi niobiu, nr. 6—7, p. 340—348.

Forizs Şt.: Consideraţii privind determinarea rezistenţei cocsului la toba Micum şi comportarea acestuia în furnal, nr. 1, p. 7—12.

Forizs Şt.: Consideraţii privind repartizarea sulfului în cărbunii din Valea Jiului şi în cocsul obţinut pe baza acestor cărbuni, nr. 4, p. 211—216.

Forizs Şt.: Contribuţii la problema măcinării degresantului în condiţii industriale, nr. 9, p. 435—439.

Geller E.: Consideraţii asupra unor caracteristici electrice ale electroliţilor de nichelare, nr. 12. p. 617—619.

Ghiliceanu M., Vezeanu P. şi *Cioacă I.*: Consideraţii asupra folosirii arzătoarelor de combustibil-oxigen la cuptoarele electrice, nr. 9, p. 440—446.

Grünberg Alice şi *Rădoi A.*: Cercetări de laborator privind stabilirea unor electroliţi de nichelare lucioasă cu viteze mari de depunere, nr. 1, p. 22—29.

Grünwald E. şi *Szondi I.*: Studiul influenţei luării probelor asupra analizelor chimice la turnarea fontei cenuşii şi maleabile din cuptoare cu inducţie de medie frecvenţă, nr. 6—7, p. 368—371.

Herşcovici P. şi *Bunescu S.*: Stabilirea gradului de infiltrare a produselor sinterizate cu bază de fier, nr. 2, p. 102—105.

Ilca I., Riza M., Andronic R. şi *Mateescu Gh.*: Influenţa factorilor tehnologici de laminare asupra caracteristicilor mecanice ale oţelului aliat pentru construcţii, nr. 3, p. 146—151.

Ivanoff Gh. şi *Petrescu C.*: Variaţia caracteristicilor mecanice în funcţie de geometria îmbinării ţevilor sudate elicoidal, nr. 4, p. 225—228.

Lescenco Georgeta, Teodorescu Minodora, Musea S. şi *Şontea S.*: Studiul comportării la coroziune a unor aliaje de aluminiu turnate, nr. 2, p. 98—101.

Mazur Margareta: Studiul caracteristicilor apelor reziduale fenolice de la Uzina cocsochimică — Hunedoara în scopul epurării lor, nr. 5, p. 269—273.

Micula O.: Variaţia indicilor de echivalare a combustibililor solizi în raport cu participarea lor în şarjă la aglomerarea minereurilor, nr. 4, p. 205—210.

Nicolescu Marina şi *Voina R.*: Introducerea în fabricaţia barelor forjate din oţel rapid RP 3 a unei noi tehnologii de tratament termic preliminar, nr. 5, p. 285—290.

Oprea Fl., Ienciu M. şi *Panait N.*: Posibilităţi de îndepărtare a arsenului din pirite şi cenuşi de pirită indigene, nr. 6—7, p. 355—362.

Oprea Sanda: Consideraţii privind procesele de difuzie în cazul cromizării oţelurilor carbon, nr. 3, p. 152—156.

Pancu C.: Determinarea corectă a temperaturii de turnare pentru piese turnate din aliaje feroase, nr. 5, p. 291—295.

Popescu V. I.: Influenţa coroiajului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor aliate de construcţie, nr. 10, p. 502—504.

Popescu V. I.: Influenţa formei sculelor asupra neuniformităţii deformaţiei la refulare, nr. 12, p. 613—616.

Riza M., Rusu B. şi *Bende B.*: Structuri trefilabile obţinute prin călire întreruptă, nr. 11, p. 563—566.

Rică I.: Utilizarea tehnicii electrodului mobil în analiza spectrală de emisie a elementelor în concentraţie mică din oţel, nr. 11, p. 567—571.

Rosenthal G.: Folosirea atmosferelor controlate de tip exoterm purificate într-o instalaţie cu site moleculare, nr. 3, p. 157—161.

Rusu B. şi *Ivanciuc Marcela*: Cu privire la unele cauze care duc la distrugerea prin exfoliere a rulmenţilor, nr. 5, p. 281—284.

Sporea I., Cornut Al., Cristuinea C. şi *Pilly N.*: Îmbunătăţirea proprietăţilor fontelor de furnal, destinate turnătoriilor, prin tratare cu microadaosuri, nr. 10, p. 497—501.

Dumitrescu T. şi *Storin Adina*: Cercetarea radiometrică a uniformităţii densităţii pieselor inelare, din pulbere de cupru presate ciclic, nr. 11, p. 582—585.

Szabo Rodica: Controlul calitativ nedistructiv al produselor refractare din şamotă cu ajutorul vitezei de propagare a ultrasunetelor, nr. 6—7, p. 377—383.

Szabo R., Cohn E., Cosneanu C. şi *Sofroni L.*: Consideraţii asupra mecanismului de autoîntărire a amestecurilor de formare bazate pe silicat de sodiu-ciment (zgure), nr. 12, p. 620—627.

Truşculescu M.: Dilatometria — o metodă rapidă pentru determinarea cantitativă a constituenţilor structurali, nr. 6—7, p. 349—354.

Tudoran P., Giacomelli I., Fiterău Victoria şi *Cosma Ritta*: Cercetări privind influenţa carbonitrurării asupra rezistenţei la oboseală a oţelului 15 C 08, nr. 9, p. 451—456.

Turbuţiu I., Reinhorn Gabriela şi *Corciovei Emilia*: Influenţa regimului de coacere asupra calităţii electrozilor siderurgici, nr. 10, p. 513—517.

Urseanu A.: Utilizarea antracitului drept înlocuitor parţial al combustibilului solid în procesul de aglomerare a minereurilor de fier, nr. 1, p. 3—6.

Urseanu A. : Determinarea indicelui de echivalare a unui combustibil experimental în procesul de aglomerare, nr. 2, p. 82—85.

Urseanu A. şi *Bocean V.* : Reducerea consumului specific de cocs prin folosirea unui aglomerat cu indice de bazicitate de 0,8 — 1,15, nr. 10, p. 493—496.

Veiser I., Szabo A., Petri L., Bulzan Doina şi *Belgiu C.* : Cercetări privind posibilităţile de îmbunătăţire a calităţii produselor refractare pentru căptuşirea oalelor de turnare, nr. 11, p. 577—581.

Vulcu V., Jakab E. şi *Constantinescu Al.* : Unele consideraţii în legătură cu posibilităţile de îndesare combinată a formelor prin împuşcare şi presare, nr. 2, p. 86—89.

Wanyorek C. : Influenţa mărimii grăunţilor asupra proprietăţilor tehnologice ale tablelor de ambutisare din oţel, nr. 5, p. 274—280.

Realizări tehnice

Achiţei C. : Prăjini grele pătrate, nr. 3, p. 165—166.

Aaltagiu N., Bohosievici N., Cîmpeanu C. şi *Pînzaru V.* : Utilizarea curenţilor de înaltă frecvenţă la fabricarea ţevilor sudate, nr. 2, p. 106—111.

Băscoveanu I. : Cuptor de topire cu arc electric în vid sau în atmiosferă de gaz inert, nr. 10, p. 518—519.

Căluţoiu I. : Variaţia consumului specific de metal la laminorel de tablă groasă în funcţie de dimensiunile de laminare a tablelor, nr. 4, p. 241—244.

Chioranu S.: Agregat complex de miezuire,nr. 12, p. 628—632.

Codreanu M. : Ecruisarea cu alice a pieselor matriţate, nr. 3, p. 167—172.

Dijmărescu A. şi *Jochman J.* : Reglarea automată a debitului de gaz metan în funcţie de debitul de aer la furnalele de la Combinatul siderurgic — Reşiţa, nr. 1, p. 35—37.

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. şi *Suciu O.* : Sistem automatizat de urmărire a disciplinei contractuale în întreprinderile metalurgice. Sistemul de codificare utilizat, nr. 10, p. 522—524.

Dumitrescu Th., Păsărică Victoria, Popescu Viorica şi *Bîrhală A.* : Metoda radiometrică pentru determinarea uzurii produselor refractare la atacul zgurei şi al metalului lichid, nr. 5, p. 296—298.

Fodor Elisabeta şi *Moldovan I.* : Determinarea călibilităţii oţelurilor prin metoda răcirii frontale, la uzina „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii, nr. 9, p. 457—459.

Kalona V. : Influenţa structurii oţelului asupra mecanismului de descărcare, nr 6—7, p. 389—392.

Mitrofan A. şi *Marghescu M.* : Obţinerea fontelor perlitice de înaltă rezistenţă, destinate turnării pieselor pentru maşini-unelte, nr. 9, p. 460—464.

Morait Margareta şi *Mustăcescu Erica* : Determinarea sumei elementelor pămînturilor rare şi a ceriului din mişmetal, nr. 6—7, p. 384—386.

Mustăcescu Erica şi *Morait Margareta* : Determinarea neodimului şi praseodimului din mişmetal, nr. 10, p. 520—521.

Negruş O. : Metodă rapidă şi aparatură accesibilă pentru determinarea hidrogenului din oţeluri, nr. 3, p. 173—176.

Popescu Sanda şi *Papagheorghe M.*: Determinarea stibiului din ape uzate, nr. 12, p. 633—635.

Stanciu I. : Contribuţii la studiul eficienţei economice a utilizării şi elaborării prealiajelor de metale neferoase, nr. 2, p. 112—113.

Storin Adina şi *Manolache V.* : Noi utilizări ale filtrelor metalice sinterizate, nr. 1, p. 38—41.

Şerban N. şi *Constantinescu N.* : Controlul nedistructiv al pieselor turnate, nr. 1, p. 42—45.

Tamaş I. : Laminarea profilelor cornier în calibre deschise, nr. 11, p. 586—591.

Tiruţă E. : Controlul concentraţiei furfurolului în electroliţii de nichelare lucioasă, nr. 4, p. 238—240.

Tiruţă E. : Metodă rapidă de determinare a azotatului în băile de brunare, nr. 6—7, p. 387—388.

Actualităţi şi discuţii

Achiţei C. : Limitele valorii distanţei de strîngere la asamblarea calibrelor între ele şi la verificarea filetului special al prăjinilor grele de foraj, nr. 2, p. 124—127.

Davideanu N. şi *Ungureanu D.* : Unele aspecte privind reducerea cheltuielilor neproductive la Uzina metalurgică — Iaşi, nr. 3, p. 191—193.

Falk E., Pavel Gh. şi *Hirsch Raşela* : Surse de erori în aprecierea calităţii cocsului metalurgic, nr. 5, p. 299—303.

Franţiu I., Novac St., Fischgold R., Laiu N., Heck M., Radu G. şi *Duţă D.* : Utilizarea noţiunii de carbon echivalent în fabricarea tablelor groase slab aliate, nr. 11, p. 592—597.

Geru N. : Mic dicţionar metalurgic în cinci limbi (Termeni folosiţi în metalurgia fizică), nr. 6—7, p. 397—398.

Lederer A. : Caracteristicile tehnologice generale ale laminorului de tablă groasă de la Galaţi, nr. 2, p. 114—123.

Lederer A. : Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de încălzire şi laminare a laminorului de tablă groasă de la Galaţi, nr. 3, p. 177—190.

Lederer A. : Bazele tehnologice ale proiectării subsecţiei de ajustaj a laminorului de tablă groasă de la Galaţi, nr. 9, p. 473—479.

Lederer A.: Tratamentul termic al tablelor groase din oţeluri sudabile şi cu rezistenţă ridicată (I), nr, 12, p. 636—442.

Moldovan V. : Cîteva consideraţii privind studiul pe modele şi criteriile de similitudine în domeniul tehnicii forjării metalelor, nr. 5, p. 304—308.

Oprea Fl. : Consideraţii privind natura, compoziţia şi structura zgurelor I.S.P., nr. 1, p. 46—50.

Oprea Fl. : Corelaţia dintre unele proprietăţi ale zgurelor de la topirea în suspensie şi posibilităţile de reducere a pierderilor metalice, nr. 4, p. 245—249.

Stanciu I. : Determinarea duratei optime a ciclului de producţie în turnătorii de neferoase cu ajutorul metodei Pert, nr. 9, p. 469—472.

Suceveanu Gh. : Unele tendinţe actuale în dezvoltarea tehnologiei de tratament termochimic, nr. 1, p. 51—56.

Vulcu V. : Unele consideraţii asupra terminologiei referitoare la domeniul obţinerii pieselor prin turnare, nr. 6—7, p. 393—396.

Vulcu V. şi *Samoilă C.* : Posibilităţi de utilizare a plăcilor din aşchii de lemn (P.A.L.) în construcţia de modele, nr. 10, p. 525—529.

Wanyorek C. : Caracterizarea granulometrică şi fizică — prin indici geometrici — a amestecurilor de formare şi a altor amestecuri similare, nr. 9, p. 465—468.

Dezvoltarea industriei siderurgice a României în anii puterii populare

Avram C. şi *Dobrovici D.* : Realizări şi perspective în domeniul producţiei de fontă, nr. 8, p. 391—394.

Drăgan I., Cosma D. şi *Dragomir C.* : Realizări şi perspective în cercetarea metalurgică, nr. 8, p. 366—369.

Gheorghiu Gh. şi *Sorocopud L.* : Realizări şi perspective în domeniul materialelor refractare, nr. 8, p. 417—420.

Ilin Gh. : Dezvoltarea producţiei de oţel în Republica Socialistă România, nr. 8, p. 395—397.

Ionescu C. şi *Burcioiu I.* : Realizări şi perspective în domeniul tratamentului termic al oţelurilor, nr. 8, p. 411—416.

Moldovan I. şi *Cacina A.* : Creşterea producţiei de ţevi din oţel, factor principal pentru procesul de industrializare, nr. 8, p. 402—405.

Negrescu V. : Exportul de produse siderurgice şi metale neferoase în continuu progres, nr. 8, p. 421—422.

Popa I. G. : Realizările în domeniul producţiei de laminate pline, în perioada 1944 — 1969, nr. 8, p. 398—401.

Prisecaru I. : Realizări şi perspective în activitatea de proiectare pentru industria siderurgică, nr. 8, p. 370—374.

Ştefănescu Cl. : Realizări şi perspective în domeniul turnării metalelor, nr. 8, p. 406—410.

Ştefănescu I. şi *Barbu I.* : Realizări şi perspective în domeniul fabricării cocsului, nr. 8, p. 387—390.

Wechsler P. : Realizări şi perspective în proiectarea laminoarelor din Republica Socialistă România, nr. 8, p. 375—386.

Protecţia muncii

Barbu I., Falk E. şi *Goga Paula*: Evitarea poluării aerului la cocserii prin stingerea uscată a cocsului, nr. 4, p. 250—253.
Gheorghiu D.: Măsurile tehnice luate pentru prevenirea accidentelor în sectorul de transporturi uzinale din siderurgie, nr. 1, p. 71.
Moraru C. şi *Lungu E.*: Aspecte ale protecţiei muncii la maşinile de îndreptat ţeavă de la uzina metalurgică — Iaşi, nr. 11, p. 598
Zapalcea Gh.: Măsuri tehnice eficiente pentru prevenirea accidentelor de muncă, nr. 1, p. 72.

Lucrări de sinteză

Chindler N.: Perspectivele utilizării metodelor prin fluorescenţa razelor X în laboratoarele siderurgice, nr. 2, p, 132—133.
Corciovei Emilia: Determinarea şi îmbunătăţirea calităţii smoalei pentru industria produselor cărbunoase, nr. 3, p. 194—199.
Dimitrescu Ioana şi *Dumitrescu C.*: Contacte pentru aparate de protecţie şi comutare, nr. 11, p. 599
Drăghici N.: Stabilitatea hidraulică a reţelelor industriale de apă, abur, aer comprimat şi gaze, nr. 4, p. 254—256.
Geru N.: Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (I), nr. 1, p. 67—70.
Geru N.: Metode pentru studiul defectelor reţelei cristaline (II), nr. 2, p. 128—131.
Grünwald E.: Controlul băilor de nichelare cu luciu folosind celula Hull, nr. 4, p. 262—265.
Hătărăscu Ov. şi *Ţocu P.*: Procedee avansate de funcţionare a furnalelor studiate la Institutul de cercetări metalurgice cu perspective de aplicare la Combinatul siderurgic — Hunedoara, nr. 5, p. 314—319.
Hătărăscu Ov. şi *Stoicovici E.*: Procedee actuale pentru fabricarea pulberii de fier prin metoda reducerii directe, nr. 10, p. 530—534.
Kaim Ariana şi *Ştefănescu N.*: Cinetica oxidării carburii de siliciu, nr. 5, p. 320—322.
Oproiu Gh. şi *Popescu M.*: Caracteristicile ţevilor din oţel fără sudură utilizate la temperaturi ridicate, nr. 10, p. 535—543.
Schieber F. şi *Alexandrescu A.*: Metode de determinare a porozităţii unor materiale utilizate în industria siderurgică (refractare, cocs, aglomerat, catalizatori), nr. 6—7, p. 402—405.
Spleiss Ecaterina: Metode de desulfurare a fontei în afara agregatului de elaborare, nr. 6—7, p. 416—423.
Şerban A.: Instalaţii pentru fabricarea ţevilor din oţel sudate elicoidal, nr. 6—7, p. 406—409.
Ştefănescu D. M. şi *Bolintineanu Gh.*: Oţeluri înalt aliate de tip maraging de înaltă rezistenţă, nr. 4, p. 257—261.
Tripşa I. şi *Hătărăscu Ov.*: Tendinţe actuale în tehnica reducerii directe a minereurilor de fier, nr. 1, p. 57—66.
Uscatu I.: Captarea pulberilor cu ajutorul electrofiltrelor, nr. 6—7, p. 410—415.
Vlădescu M.: Stabilirea unei metode optime pentru determinarea viscozităţii zgurelor, nr. 6—7, p. 399—401.

Din istoricul metalurgiei

Chindler N. şi *Popa S.*: Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei, nr. 5, p. 309—313.
Chindler N. şi *Popa S.*: Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei, nr. 9, p. 480—483.

Informări din întreprinderi

Brabie V., Drăgănescu D., Ionică Gh. şi *Zaharia N.*: Câteva încercări de elaborare a fontei cu grafit nodular cu plasticitate ridicată, nr. 6—7, p. 424.
Negrea I.: Standardele pentru scule abrazive — factor activ în ridicarea continuă a calităţii acestora, nr. 9, p. 484—485.
Ştefănescu I.: Organizarea cercetărilor de cocs şi chimia cărbunilor din R.F.G., nr. 3, p. 200—201.
Wittmoser A.: Piese turnate, obţinute prin turnare în forme pline, nr. 6—7, p. 425—426.

Cronică

Nr. 1, p. 73—74
nr. 2, p. 89
nr. 3, p. 204
nr. 6—7, p. 398, 409, 427
nr. 9, p. 486—487
nr. 10, p. 544—545
nr. 12, p. 654—655

Recenzii

Nr. 1, p. 74
nr. 2, p. 134—135
nr. 3, p. 202—203
nr. 4, p. 249, 265
nr. 5, p. 322—323
nr. 6—7, p. 396, 401
nr. 9, p. 456, 479, 487
nr. 10, p. 501, 546
nr. 11, p 602
nr. 12, p. 656—658

Index alfabetic de autori

Achiţei C.: nr. 2, p. 124—127; nr. 3, p. 165—166
Alexandrescu A.: nr. 6—7, p. 402—405
Alexandrescu S.: nr. 2, p. 90—97
Alexandru C.: nr. 1, p. 13—16
Aloman A.: nr. 4, p. 229—233; nr. 6-7, p. 363—367
Andronic R.: nr. 3, p. 146—151
Avram C.: nr. 8, p. 391—394

Baicu Ştefania: nr. 10, p. 505—512
Balaban Lidia: nr. 1, p. 30—34
Baltagiu N.: nr. 2, p. 106—111
Barbu I.: nr. 3, p. 141—145; nr. 4, p. 250—253; nr. 8, p. 387—390;
Bâscoveanu I.: nr. 10, p. 518—519
Belgiu C.: nr. 11, p. 577—581
Bende B.: nr. 11, p. 563—566
Beşliu Laura: nr. 6—7, p. 333—339
Bîrhală A.: nr. 5, p. 296—298
Bocean V.: nr. 10, p. 493—496
Bohosievici N. nr. 2, p. 106—111
Bolintineanu Gh.: nr. 4, p. 257—261
Bulzan Doina: nr. 11, p. 577—581
Bunescu S.: nr. 2, p. 102—105
Burcioiu I.: nr. 8, p. 411—416

Cacina A.: nr. 8, p. 402—405
Catană V.: nr. 9, p. 447—450; nr. 11, p. 572—576
Căluţoiu I.: nr. 4, p. 241—244
Chindler N.: nr. 2, p. 132—133; nr. 5, p. 309—313; nr. 9, p. 480—483
Chioreanu S.: nr. 12, p. 628—632
Chirica C.: nr. 10, p. 522—524
Chudzikiewicz R.: nr. 12, p. 643—648
Cincă L.: nr. 12, p. 649—653
Cioacă I.: nr. 9, p. 440—446
Cîmpeanu C.: nr. 2, p. 106—111
Codreanu M.: nr. 3, p. 167—172
Cohn E.: nr. 6—7, p. 372—376; nr. 9, p. 447—450; nr. 11, p. 572—576; nr. 12, p. 620—647
Constantinescu Al.: nr. 2, p. 86—89
Constantinescu N.: nr. 1, p. 42—45
Corciovei Emilia: nr. 3, p. 194—199; nr. 10, p. 513—517
Cornut Al.: nr. 10, p. 497—501

Cosma D. : nr. 8, p. 366—369
Cosma Ritta : nr. 9, p.451—456
Cosneanu C. : nr. 6—7, p. 372—376 ; nr. 9, p. 447—450 ; nr. 11, p. 572—576 ; nr. 12, p. 620—627
Costescu M. : nr. 6—7, p. 340—348
Cristuinea C. : nr. 10, p. 497—501
Cruceru C. : nr. 4, p.234—237
Cuida O. : nr. 4, p. 217—224 ; nr. 11, p. 557—562

Davideanu N. : nr. 3, p.191—193
Dijmărescu A. : nr. 1, p.35—37 ; nr. 2, p.77—81 ; nr. 9, p. 429—434
Dimitrescu Ioana : nr. 11, p. 599
Dîmboiu E. : nr. 3, p. 162—164
Dobrin I. : nr. 10, p. 522—524
Dobrovici D. : nr. 8, p. 391—394
Dragomir C. : nr. 8, p. 366—369
Drăgan I. : nr. 1, p. 17—21
Drăgan I. : nr. 8, p. 366—369
Drăgan N. : nr. 2, p. 90—97 ; nr. 6—7, p. 340—348
Drăghici N. : nr. 4, p. 254—256
Dumitrescu C. : nr. 11, p. 599
Dumitrescu Th. : nr. 5, p. 296—298 ; nr. 11, p. 582—585
Duță D. : nr. 11, p. 592—597

Enescu Ileana : nr. 3, p. 141—145

Falk E. : nr. 4, p. 250—253 ; nr. 5, p. 299—303
Fischgold R. : nr. 11, p. 592—597
Fiterău Victoria : nr. 9, p. 451—456
Florea R. : nr. 3, p. 162—164
Fodor Elisabeta : nr. 9, p.457—459
Forizs Șt. : nr. 1, p. 7—12 ; nr. 4, p. 211—216 ; nr. 6—7, p. 333—339 ; nr. 9, p. 435—439
Franțiu I. : nr. 11, p. 592—597
Frențoni D. : nr. 9, p. 447—450

Geller E. nr. 12, p. 617—619
Geru N. : nr. 1, p. 67—70 ; nr. 2, p. 128—131 ; nr. 6—7, p. 397—398
Gheorghiu D. : nr. 1, p. 71
Gheorghiu Gh. : nr. 8, p. 417—420
Ghiliceanu M. : nr. 9, p. 440—446
Giacomelli I. : nr. 9, p. 451—456
Giotta Celesta : nr. 4, p. 217—224 ; nr. 11, p. 557—562
Goga Paula : nr. 4, p. 250—253
Grünberg Alice : nr. 1, p. 22—29
Grünwald E. : nr. 4, p. 262—265 ; nr. 6—7, p. 368—371

Hătărăscu O. : nr. 1, p. 57—66, nr. 5, p.314—319 ; nr. 10, p. 530—534
Heck M. : nr. 11, p. 592—597
Herșcovici P. : nr. 2, p. 102—105
Hirsch Rașela : nr. 5, p. 299—303

Iacob Minodora : nr. 2, p. 90—97 ; nr. 6—7, p. 340—348 ; nr. 9, p. 447—450
Ienciu M. : nr. 6—7, p. 355—362
Ilca I. : nr. 3, p. 146—151
Ilin Gh. : nr. 8, p. 395—397
Ionescu C. : nr. 8, p. 411—416
Ivanciuc Marcela : nr. 5, p. 281—284
Ivanoff Gh. : nr. 4, p. 225—228

Jakab E. : nr. 2, p. 86—89
Jochman J. : nr. 1, p. 35—37

Kaim Ariana nr. 5, p. 320—322
Katona V. : nr. 6—7, p. 389—392

Laiu N. : nr. 11, p. 592—597
Landes V. : nr. 9, p. 447—450
Lederer A. : nr. 2, p. 114—123 ; nr. 3, p. 177—190 ; nr. 9, p. 473—479 ; nr. 12, p. 636—642
Lescenco Georgeta, nr. 2, p. 98—101
Lungu E. : nr. 11, p. 598

Manolache V. : nr. 1, p. 38—41
Marghescu M. : nr. 9, p. 460—464
Mateescu Gh. : nr. 3, p. 146—151
Mazur Margareta : nr. 5, p. 269—273
Micula O. : nr. 4, p. 205—210
Mitrofan A. : nr. 9, p. 460—464
Moldovan I. : nr. 8, p. 402—405 ; nr. 9, p. 457—459
Moldovan V. : nr. 5, p. 304—308
Morait Margareta : nr. 6—7, p. 384—388 ; nr. 10, p. 520—521
Moraru C. : nr. 11, p. 598
Morțun A. : nr. 2, p. 90—97 ; nr. 6—7, p. 340—348
Musea S. : nr. 2, p. 98—101
Mustăcescu Erica : nr. 6—7, p. 384—388 ; nr. 10, p. 520—521
Necula I. : nr. 9, p. 447—450
Negrea I. : nr. 9, p. 484—485
Negrescu V. : nr. 8, p. 421—422
Negruș O. : nr. 3, p. 173—176
Nicolescu Marina, nr. 5, p. 285—290
Novac St. : nr. 11, p. 592—597

Oprea Fl. : nr. 1, p. 46—50 ; nr. 4, p. 245—249 ; nr. 6—7. p. 355—362
Oprea Sanda : nr. 3, p. 152—156
Oproiu Gh. : nr. 10, p. 535—543

Panait N. : nr. 6—7, p. 355—362
Pancu C. : nr. 5, p. 291—295
Papagheorghe M., nr. 12, p, 633—635
Patriciu Maria : nr. 1, p. 30—34
Pavel Gh. : nr. 5, p. 299—303
Păsărică Victoria, nr. 5, p. 296—298
Petrescu C. : nr. 4, p. 225—228
Petrescu V. : nr. 6—7, p. 372—376
Petri L. : nr. 11, p. 577—581
Pilly N. : nr. 10, p. 497—501
Pînzaru V. : nr. 2, p. 106—111
Popa I. G. : nr. 8, p. 398—401
Popa S. : nr. 5, p. 309—313 ; nr. 9, p.480—483
Popescu M. : nr. 10, p. 535—543
Popescu Sanda : nr. 12, p. 633—635
Popescu V. I. : nr. 10, p. 502—504 ; nr. 12, p. 613—616
Popescu Viorica : nr. 5, p. 296—298
Prisecaru I. : nr. 8, p. 370—374

Radu G. : nr. 11, p. 592—597
Rădoi A. : nr. 1, p. 22—29
Reinhorn Gabriela : nr. 10, p. 513—517
Riza M. : nr. 3, p. 146—151, nr. 11, p. 563—566
Rică I. : nr. 11, p. 567—571
Rosenthal G. : nr. 3, p. 157—161
Rusu B. : nr. 5, p. 281—284 ; nr. 11, p. 563—566

Samoilă C. : nr. 10, p. 525—529
Schieber F. : nr. 6—7, p. 402—405
Schönberger F. : nr. 9, p. 447—450
Scutu V. : nr. 2, p. 77—81
Sfercocea P. : nr. 9, p. 429—434
Sofroni L. : nr. 6—7, p. 372—376 ; nr. 9, p.447—450 ; nr. 12, p. 620—627
Sorocopud L. : nr. 8, p. 417—420
Spleiss Ecaterina : nr. 6—7, p. 416—423
Sporea I. : nr. 10, p. 497—501
Stanciu I. : nr. 2, p. 112—113 ; nr. 9, p. 469—472
Stoicovici E. : nr. 10, p. 530—534
Storin Adina : nr. 1, p . 38—41 ; nr. 11, p. 582—585
Suceveanu Gh. : nr. 1, p. 51—56
Suciu O. : nr. 10, p. 522—524
Sunda I. : nr. 10, p. 522—524
Szabo A. : nr. 11, p. 577—581 ; nr. 12, p. 620—627
Szabo Rodica : nr. 6—7, p. 377—383 ;
Szondi I. : nr. 6—7, p. 368—371

Șerban A. : nr. 6—7, p. 406—409
Șerban N. : nr. 1, p. 42—45
Șontea S. : nr. 2, p. 98—101
Ștefănescu Cl. : nr. 8, p. 406—410
Ștefănescu D. M. : nr. 4, p. 257—261
Ștefănescu I. : nr. 3, p. 200—201 ; nr. 8, p. 387—390
Ștefănescu N. : nr. 5, p. 320—322

Tamaș I. : nr. 11, p. 586—591
Teodorescu Minodora : nr. 2, p. 98—101
Tiruță E. : nr. 4, p. 238—240 ; nr. 6—7, p. 387—388
Truşculescu M. : nr. 6—7, p. 349—354
Tudoran P. : nr. 9, p. 451—456
Turbuțiu I. : nr. 10, p. 513—517

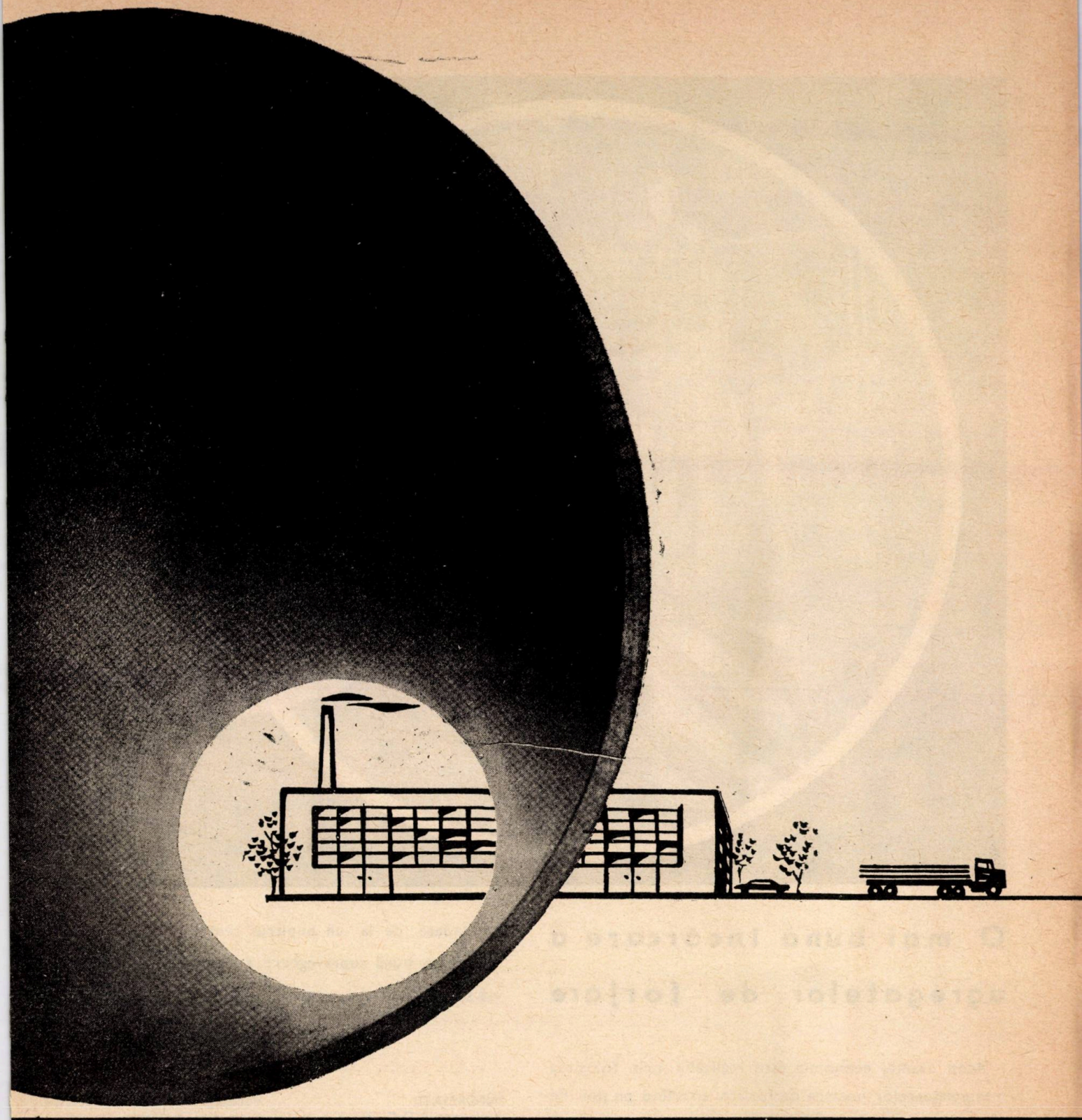
Țocu P. : nr. 5, p. 314—319

Ungureanu D. : nr. 3, p. 191—193
Uscatu I. : nr. 6—7, p. 410—415

Veiser I. : nr. 11, p. 577—581
Vezeanu P. : nr. 9, p. 440—446
Vlădescu M. : nr. 6—7, p. 399—401
Voina R. : nr. 5, p. 285—290
Vulcu V. : nr. 2, p. 86—89 ; nr. 6—7, p. 393—396 ; nr. 10, p. 525—529

Wanyorek C. : nr. 5, p. 274—280 ; nr. 9, p. 465—468
Wechsler P. : nr. 8, p. 375—386

Zapalcea Gh. : nr. 1, p. 72



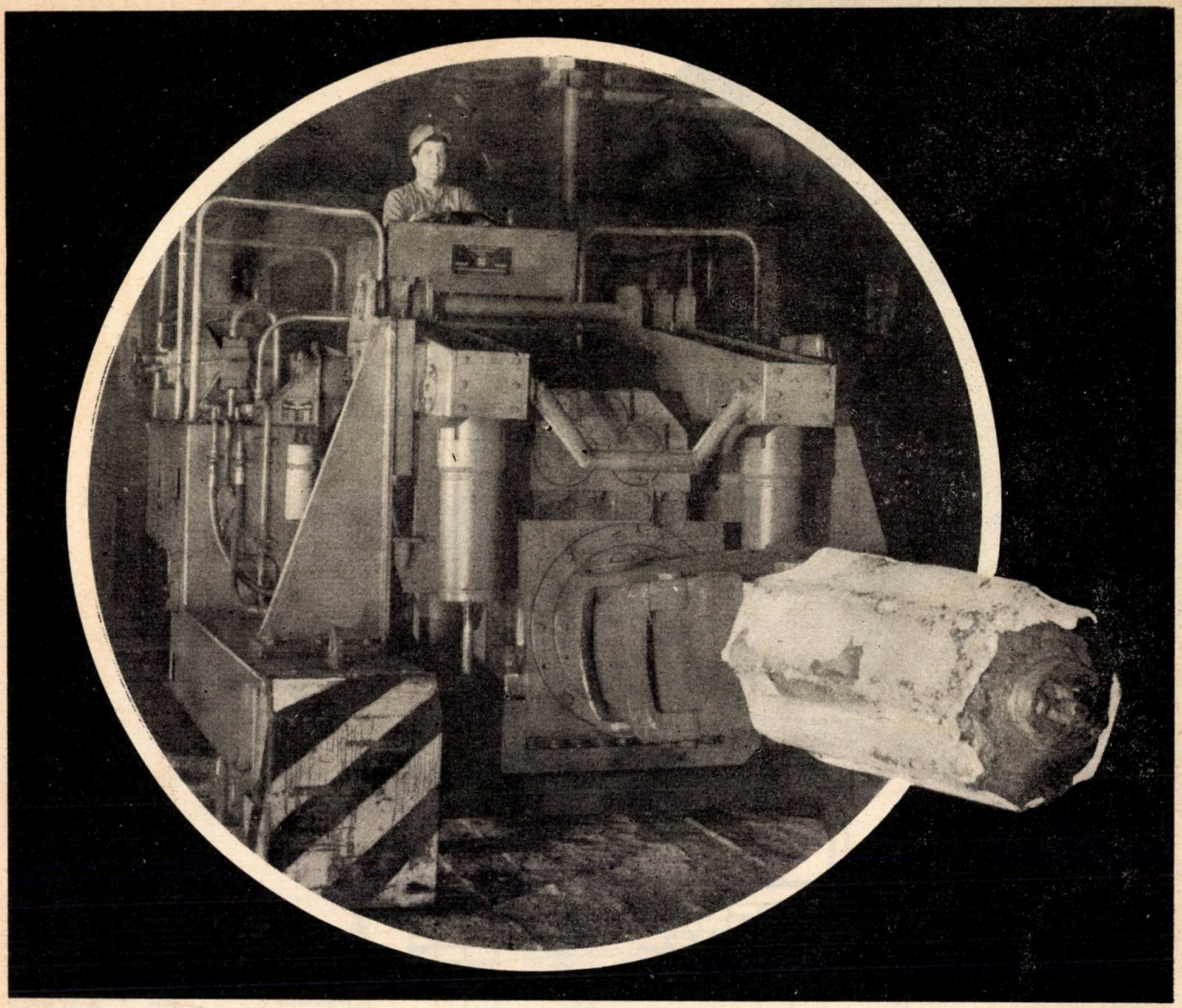
FABRICA DE ȚEVI SUDATE

BUCUREȘTI — Șos. Colentina nr. 461

Telefon 35.49.10

— Sortiment bogat de țevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419; 470; 520; 620; 720; 820; 920 și 1 020 mm, cu grosimi de perete de 4—12 mm (în fabricație curentă grosimi de 7—8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, și de 8—9 mm, pentru diametre de 620—1 020 mm) și lungimi cuprinse între 6 și 16 m.

Țevile se utilizează la: conducte magistrale de gaze naturale și țiței, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.



O mai bună încărcare a agregatelor de forjare

Acest avantaj economic este realizabil prin folosirea manipulatoarelor noastre de forjare, circulînd pe șine. Pe lîngă o creștere importantă a productivității se micșorează mult eforturile fizice grele. Fiind construită în trei mărimi cu sarcini utile de 1,25 ; 2,5 și 5 t f, aceste manipulatoare sînt potrivite atît pentru forjele mici, cît și pentru cele grele. Se folosesc pentru forjarea din lingouri grele a arborilor cilindrii sau profilați pe ciocane deforjare liberă sau prese de forjare. Toate deplasările și mișcările sînt comandate de la un pupitru central, îngăduind, prin aceasta, o bună supraveghere a procesului de forjare.

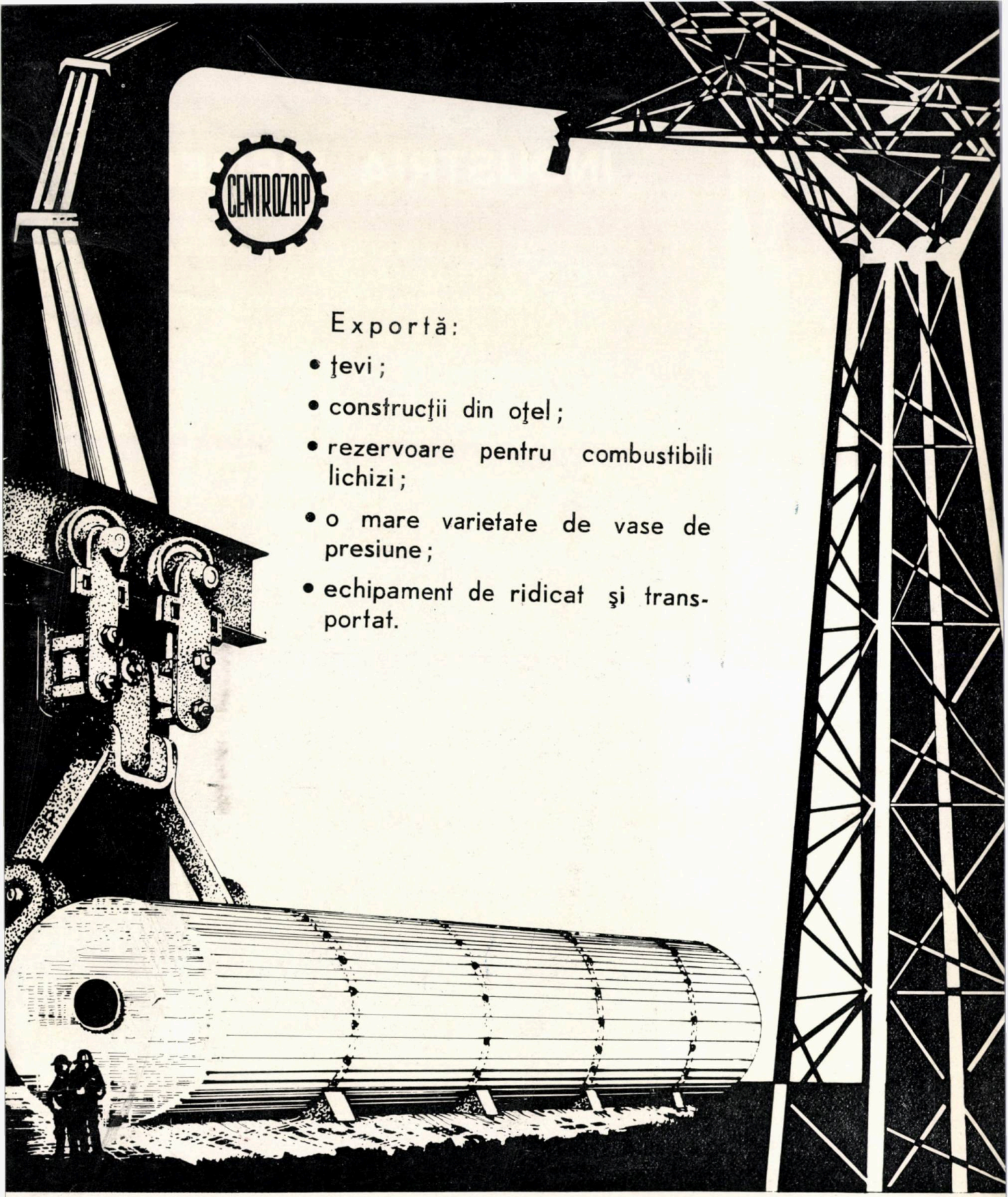
VEB Schwermaschinenbau – Kombinat „Ernst Thälnman" Magdeburg,
Werk Wildau, DDR – 1613 Wildau –
Republica Democrată Germană

INFORMAȚII :
Ambasada R.D.G. din
R.S. ROMÂNIA
Secția comercială
TKB Invest Export
București, Calea Dorobanților 14

Volkseigener Aussenhandelsbetrieb der Deutschen Demokratischen Republik
DDR – 108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telegramm : DIAINVESTA
Telex : 011 2695 diai dd

PUBLICOM

INVEST EXPORT



Compania poloneză de comerţ exterior

centrozap

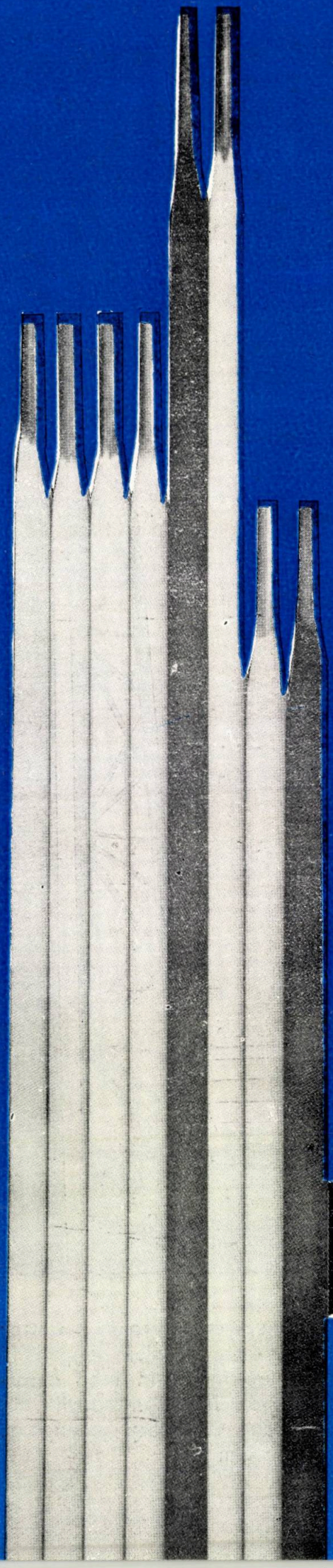
Ktowice, Ligonia 7, Polonia
Cutia poştală: 823
Telefon: 513 — 401
Telex: 31 — 416
Telegrame: CENTROZAP Katowice

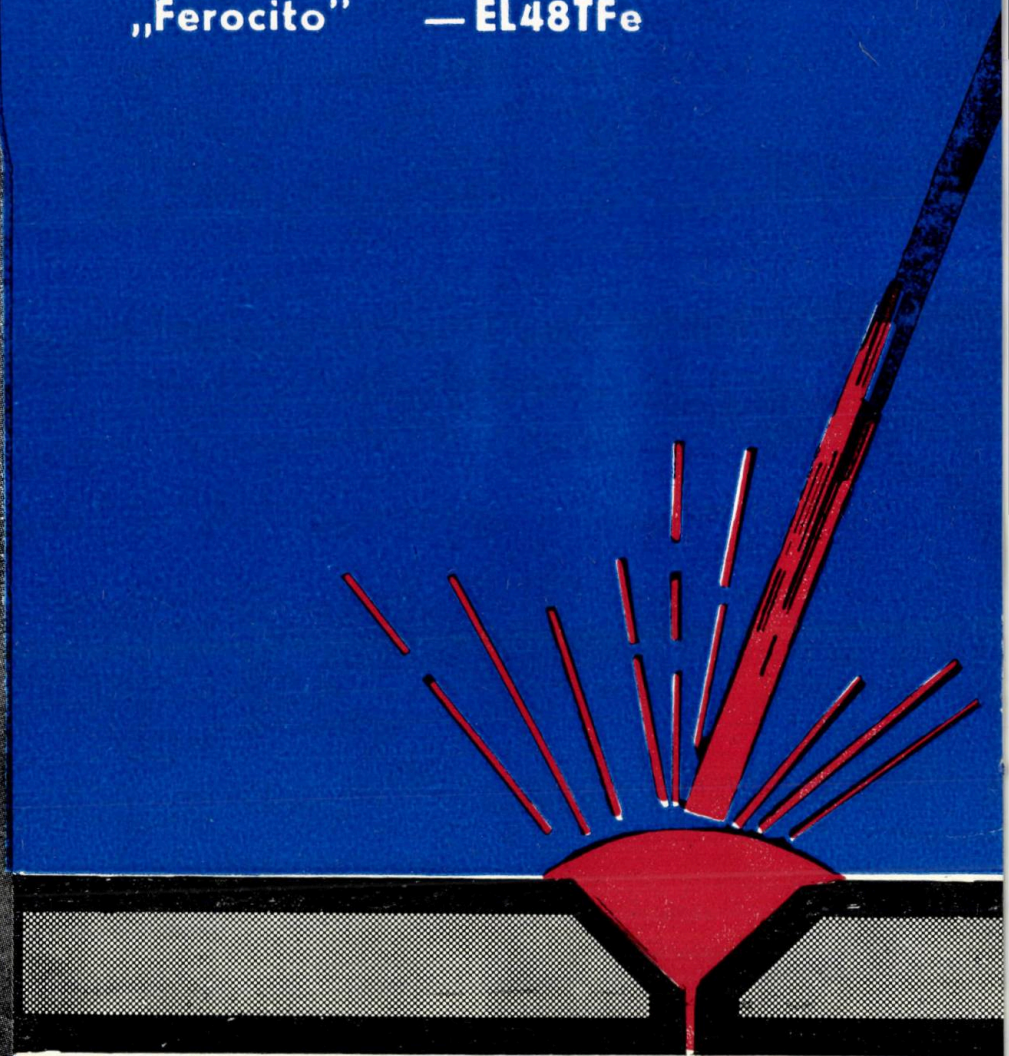
CENTROZAP este singura exportatoare a acestor produse; se ocupă de toate problemele privind livrarea lor şi asigură executarea în mod corespunzător. Ţevile, rezervoarele şi construcţiile din oţel fabricate de compania Centrozap se exportă în aproape toate ţările lumii.

INDUSTRIA SÎRMEI

vă oferă noile tipuri de electrozi de sudură fabricați, care satisfac cele mai înalte exigențe calitative:

„Supernaval" — EL 51BFe
„Naval" — EL47BFe
„Extra" — EL51T
„Overcord" — EL50T
„Favorit" — EL48T
„Ferocito" — EL48TFe





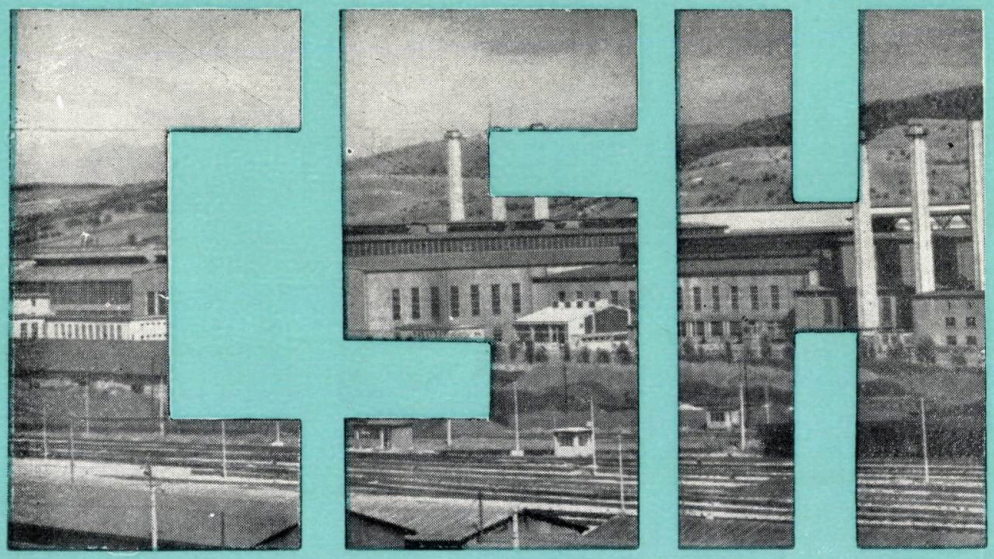
INDUSTRIA SÎRMEI — Cîmpia Turzii
STR. LAMINORIȘTILOR, 145

UZINA DE TEVI *Republica* — BUCUREŞTI

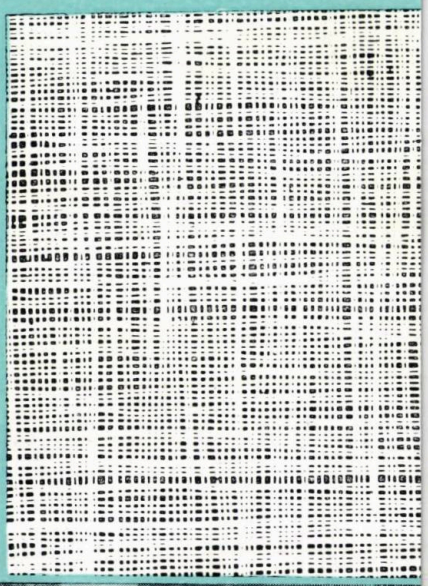
B-dul Muncii
nr. 256

produce:

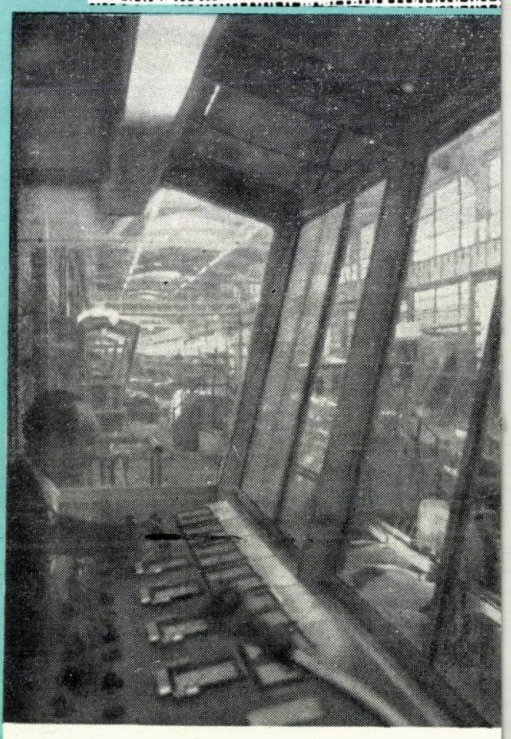
- Produse tubulare cu diametrul pînă la 6", inclusiv pentru industria petrolieră (conducte, burlane de foraj, ţevi de extracţie şi prăjini de foraj)
- Produse tubulare pentru prospecţiuni geologice (burlane de foraj, prăjini de foraj)
- Ţevi rotunde şi profilate, trase la rece, cu diametrul de 5-57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48-152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul de pînă la 5" inclusiv, pentru instalaţii de apă, de gaz şi de abur, cu filet şi muflă sau fără filet, în stare neagră (nezincate)



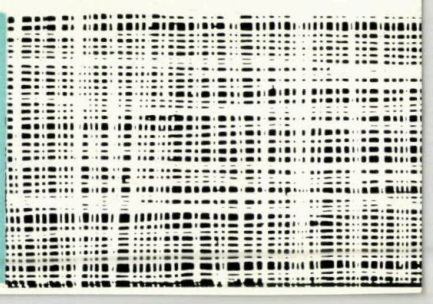
COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA



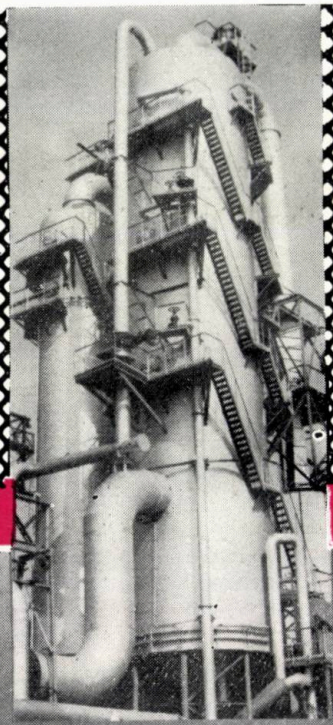
profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate:

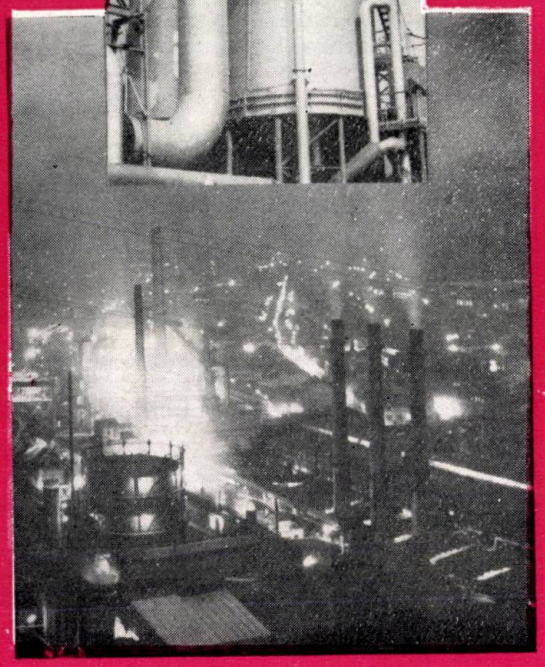


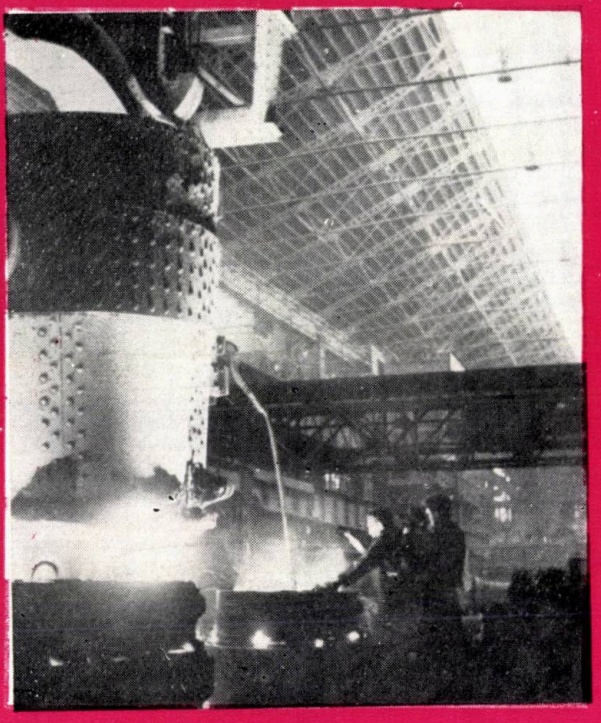
- rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm
- I și U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- I și U economice:
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
- late de 20 x 5— 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
- țagle, brame pentru forje, de 70 x 70—400 × 400 mm
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.



Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934



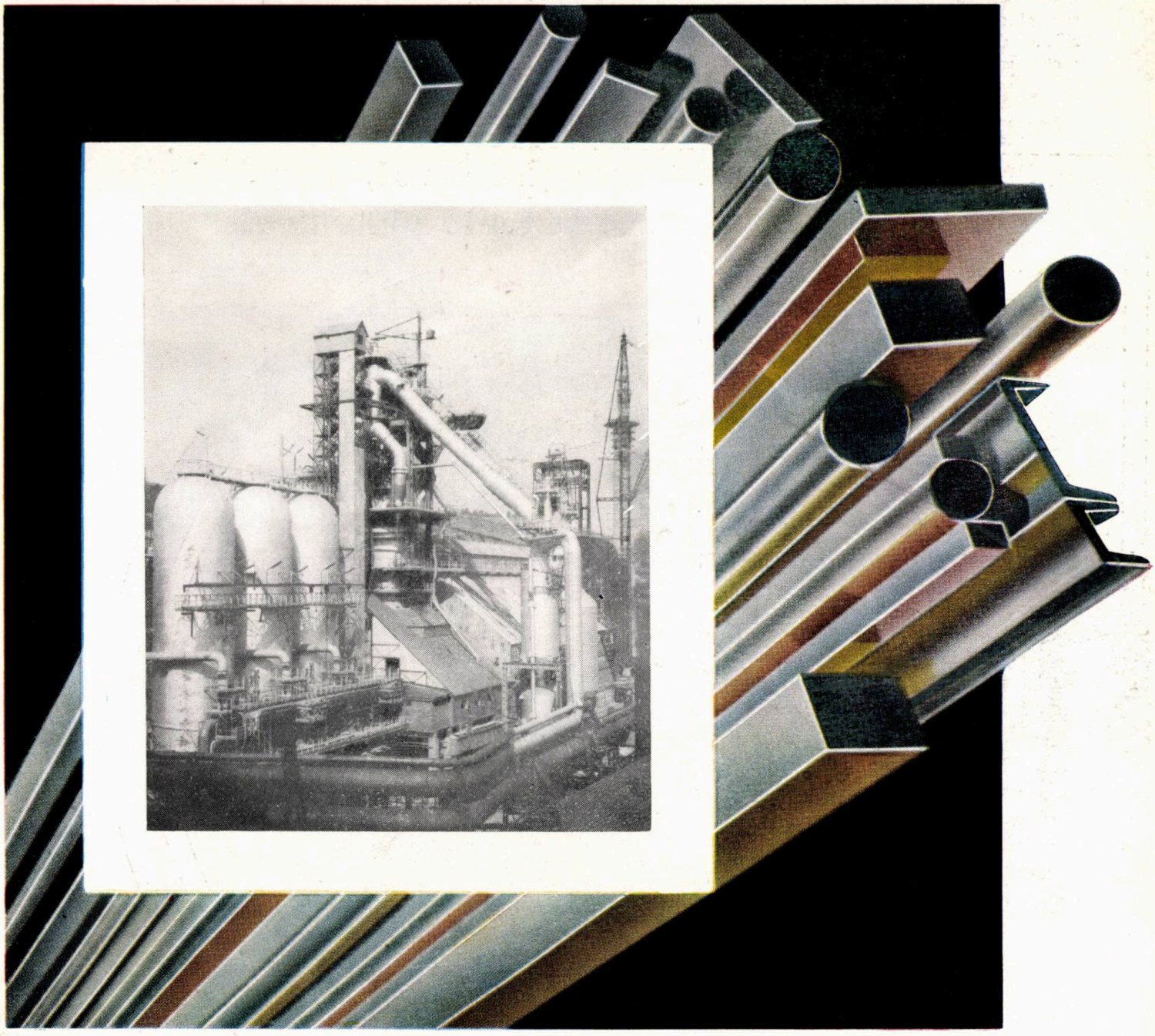




COMBINATUL SIDERURGIC

REȘIȚA

MŰSZAKI KÖNYVTÁRE
KENTÁCIÓS ÁLLOMÁNY
1983
2450



- **Fontă de afinare ;**
- **Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t ;**
- **Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ;**
- **Șine pentru cale ferată ;**
- **Bandaje și discuri de cale ferată ;**
- **Zgură granulată de furnal.**

30 de oțelării din întreaga lume vor aplica în anul 1969 modernul procedeu RH de degazificare sub vid.

Cunoscutele sale avantaje sînt :

condiții optime de reacție și degazificare datorită suprafeței mari ;

control continuu al procesului de degazificare, cu ajutorul aparatelor speciale de măsură; aliere sub vid cu pînă la 5% adaosuri de aliere ;

instalație de încălzire pentru menținerea constantă a temperaturii în vasul de tratare ;

pierderi minime în timpul tratamentului sub vid ;

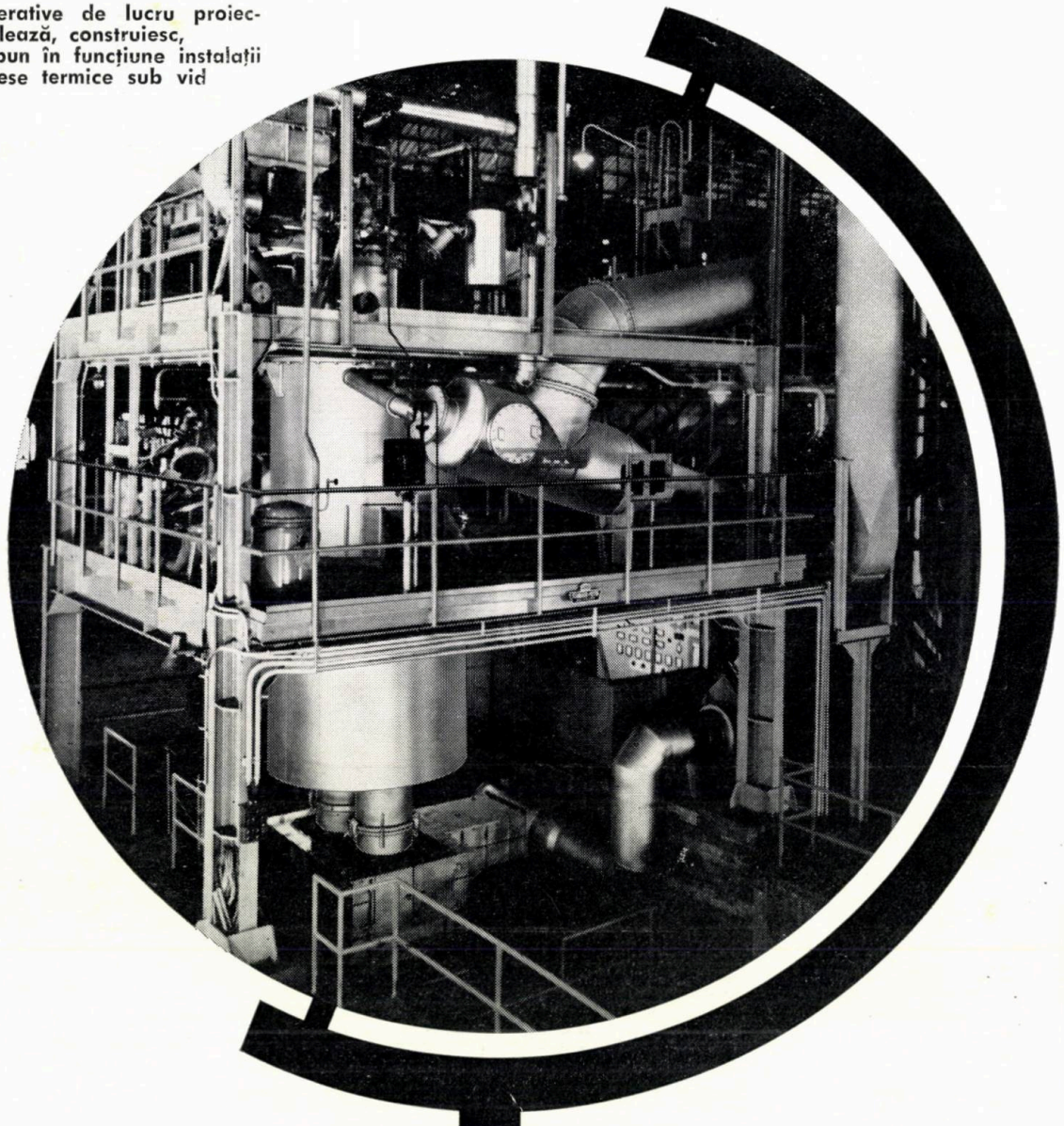
nu este necesară o încălzire suplimentară a topiturii ;

preț de producție scăzut, datorită durabilității prelungite a căptușelii ;

mare siguranță de exploatare, verificată în peste 60 de instalații de vid MESSO.

Specialiștii firmei STANDARD-MESSO contribuie, prin acordarea de asistență tehnică, la soluționarea problemelor specifice în toate țările lumii

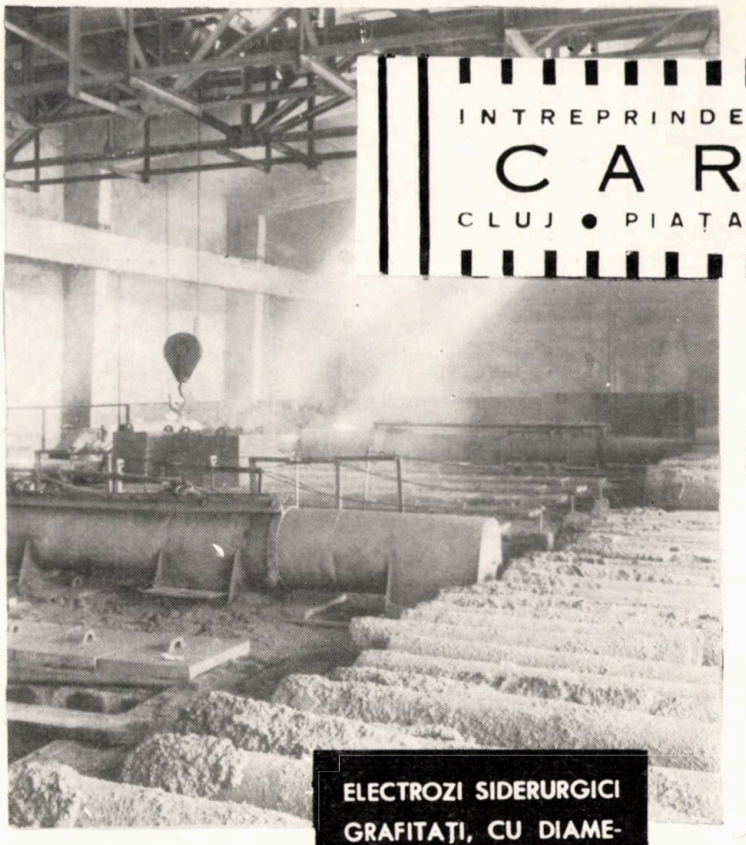
Grupuri operative de lucru proiectează, calculează, construiesc, livrează și pun în funcțiune instalații pentru procese termice sub vid



STANDARD-MESSO DUISBURG

GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg/RFG · Düsseldorfer Straße 29 · Tel.: 2 49 06
Telex: 0855 632 · Telegramme: Standardmesso

PUBLICOM



INTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM

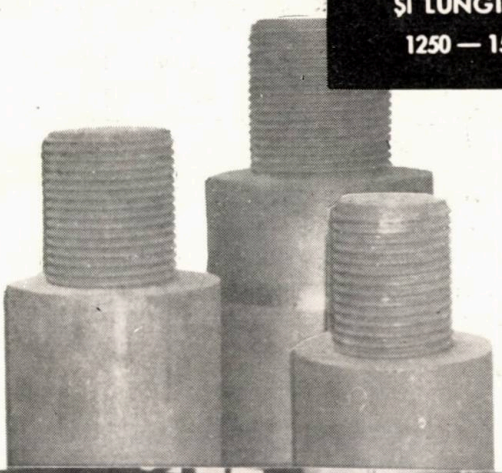
CLUJ • PIAȚA 1 MAI Nr. 3 • TELEFON 12206

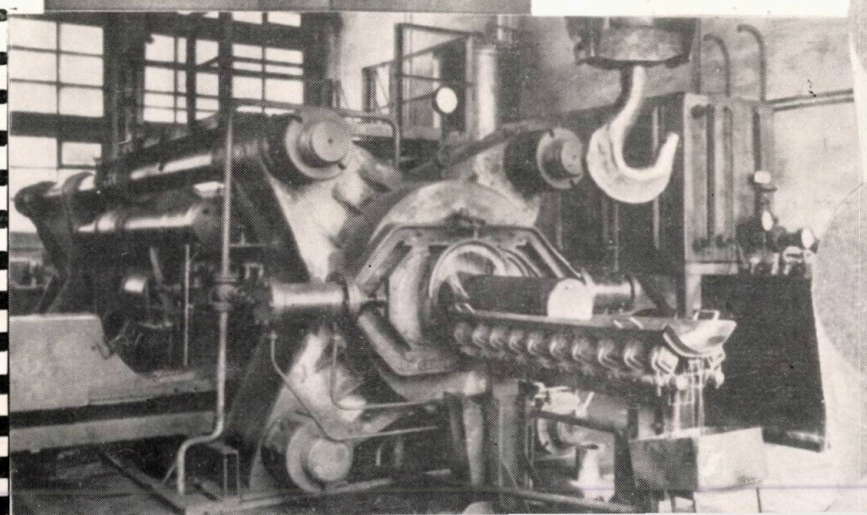
ELECTROZI SIDERURGICI GRAFITAȚI, CU DIAMETRUL DE:

100 mm
125 mm
150 mm
200 mm
225 mm
250 mm
300 mm

ȘI LUNGIMEA DE
1250 — 1500 mm

PENTRU CUPTOARE ELECTRICE CU ARC PENTRU ELABORAREA OȚELULUI

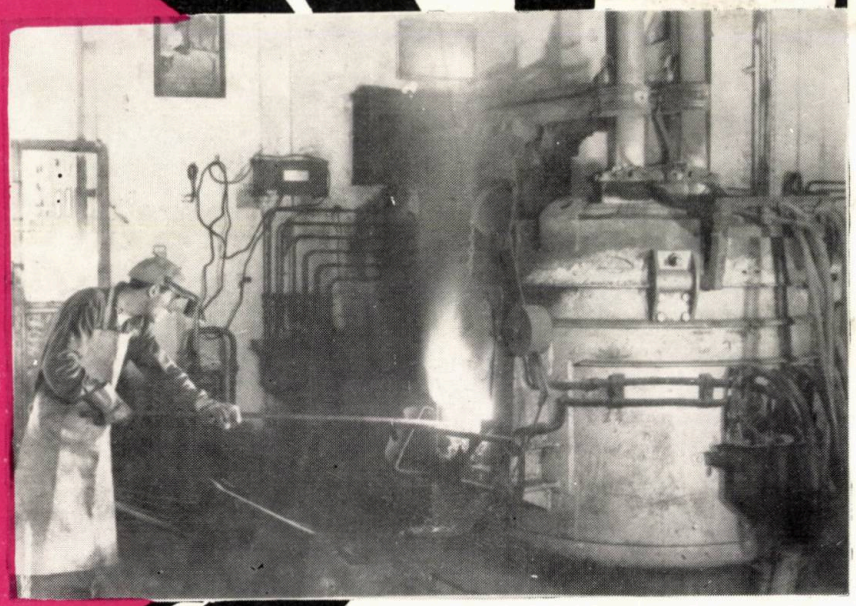


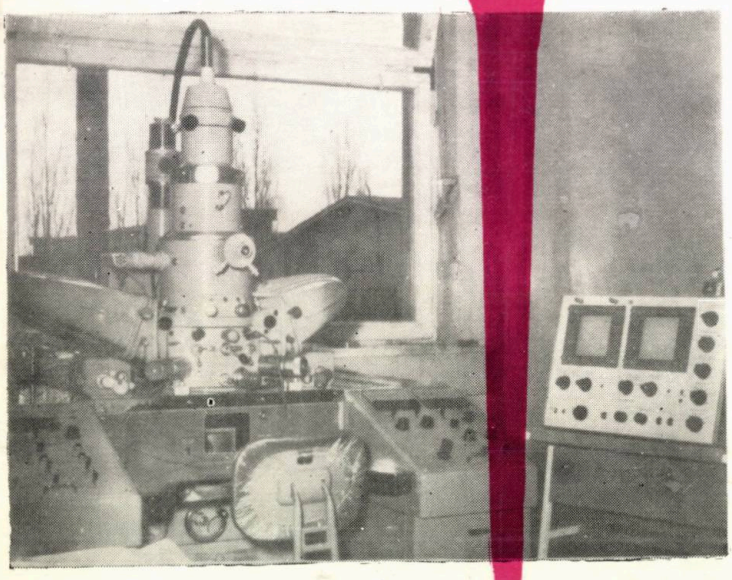


CARBOCHIM
CLUJ

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

1978 MAR 1





dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile: fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:

- — lucrări de metalografie optică şi electronică;
- — cercetări cu ajutorul microsondei electronice;
- — lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri;
- — forjări şi laminări de diferite produse ·
- — încercări fizico-mecanice;
- — analize chimice;
- — diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).

Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice, şpanuri etalon etc.

ICEM

BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 177478 — Telex. 011.369